



**Paulo Jorge Pires Chambel**

Licenciado em Ciências de Engenharia Mecânica

# **Propagação de fendas por fadiga quando sujeitas a carregamentos em Modo I ou Modo III**

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em  
Engenharia Mecânica

Orientador: Doutor Rui Fernando dos Santos Pereira Martins, Prof. Auxiliar, FCT-UNL

Co-orientador: Doutor Luís Filipe Galvão dos Reis, Prof. Associado, IST-UTL

Júri:

Presidente: Doutor António Manuel Flores Romão de Azevedo  
Gonçalves Coelho

Vogal(ais): Doutor João Mário Burguete Botelho Cardoso  
Doutor Manuel Afonso da Fonte  
Doutor Rui Fernando dos Santos Pereira  
Martins



FACULDADE DE  
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA  
UNIVERSIDADE NOVA DE LISBOA

**Dezembro, 2014**



**Propagação de fendas por fadiga quando sujeitas a carregamentos em Modo I ou Modo III**

Copyright ©, 2015, Paulo Jorge Pires Chambel, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade Nova de Lisboa.

A Faculdade de Ciências e Tecnologia e a Universidade Nova de Lisboa têm o direito, perpétuo e sem limites geográficos, de arquivar e publicar esta dissertação através de exemplares impressos reproduzidos em papel ou de forma digital, ou por qualquer outro meio conhecido ou que venha a ser inventado, e de a divulgar através de repositórios científicos e de admitir a sua cópia e distribuição com objectivos educacionais ou de investigação, não comerciais, desde que seja dado crédito ao autor e editor.

*Ao meu irmão,*

*Bruno Chambel,*

*Que apesar de mais jovem,  
sempre me motivou e ensinou a ser ambicioso .*

*.*





# ***Agradecimentos***

Durante a realização deste trabalho tive o apoio de inúmeras pessoas e entidades a quem gostava de deixar o meu profundo agradecimento.

Em primeiro lugar, gostaria de agradecer ao meu orientador, o Professor Doutor Rui Fernando Martins, do Departamento de Engenharia Mecânica e Industrial da Faculdade de Ciências e Tecnologias da Universidade Nova de Lisboa, pela orientação, acompanhamento e constante disponibilidade para a resolução de dificuldades que surgiram ao longo do trabalho. Um obrigado também pelo facto de ter despertado a minha atenção para esta área da Engenharia, pela qual ganhei um interesse muito grande, e pela oportunidade de desenvolver um artigo científico relacionado com o tema.

Ao meu Co-Orientador Professor Doutor Luís Galvão Reis, do Departamento de Mecânica do Instituto Superior Técnico da Universidade Técnica de Lisboa, pela vasta experiência e conhecimentos transmitidos, assim como pelo acompanhamento a nível da parte experimental do trabalho.

À Zentech, Reino Unido, pela cedência temporária de uma licença do *software* Zencrack, que permitiu a realização das simulações numéricas e pelo número elevado de dúvidas a que responderam relacionadas com o mesmo.

À Faculdade de Ciência e Tecnologias, aos docentes em geral e aos meus colegas de faculdade, em particular ao Patrick Inácio, ao Diogo Malaquias, ao Pedro Santos, ao Pedro Riscado, ao Tiago Murteira, ao Afonso Acciaioli e ao Hugo Cunha, pelo apoio e motivação ao longo da dissertação.

Aos técnicos de oficina do Departamento de Engenharia Mecânica e Industrial da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa, em especial ao Sr. Paulo, pelo apoio dado na abertura dos entalhes nos provetes CT.

A toda a minha família, particularmente aos meus pais e ao meu irmão, que sempre me acompanharam e apoiaram incondicionalmente, pelo amor e pela motivação e força transmitidas desde o primeiro momento.

Aos meus avós maternos e paternos, que admiro muito, por me transmitirem valores essenciais para a minha vida futura e pelo carinho.

À Cláudia Santos, que tanto amo, agradeço a sua compreensão, apoio, dedicação e amor demonstrado diariamente e por me fazer acreditar.

Aos meus grandes amigos, Eduardo Benjamin, Fábio Augusto, Henrique Marcos, Carlos Robalo, Renato Ramos e Mafalda Matos, que sempre me aconselharam e apoiaram moralmente.



# Resumo

---

A propagação de fenda sob fadiga pode ser observada em vários componentes mecânicos, que podem ser feitos de chapa fina ou espessa (ou cascas) e, conseqüentemente, serem sujeitos a estado plano de tensão ou estado plano de deformação, respectivamente. As cargas aplicadas num corpo sólido que contém um entalhe estreito ou uma fenda aguda irão induzir uma zona de escoamento limite de material com uma dimensão que dependerá das propriedades mecânicas do material, bem como a espessura do corpo, o comprimento de fenda e a intensidade das cargas aplicadas. A propagação da fenda pode então ocorrer sob modo I, II, III ou modo misto.

Esta tese apresenta as funções integrais  $J_I$ ,  $J_{II}$  e  $J_{III}$ , que foram correlacionadas com os factores de intensidade de tensão  $K_I$ ,  $K_{II}$  e  $K_{III}$ , para provetes CT espessos e finos. A avaliação dos valores do Integral-J foi feita para diferentes comprimentos de fenda, ao longo da frente de fenda, usando o Método dos Elementos Finitos (MEF), com nós colapsados e intermédios deslocados a  $\frac{1}{4}$  do comprimento da aresta, com o objectivo de simular a singularidade na extremidade da fenda. A interacção entre os modos de abertura, corte e rasgamento é também discutida. Adicionalmente, a propagação de fenda sob o modo I e o modo III foi determinada experimentalmente, à temperatura ambiente, para um aço inoxidável austenítico Cr-Mn de alta resistência.

---

## Palavras-Chave

MECÂNICA DA FRACTURA  
PROPAGAÇÃO DE FENDA SOB FADIGA  
MODOS DE FALHA I, II, III  
INTEGRAL J  
PROVETE CT  
SOFTWARE ZENCRACK



# Abstract

---

Fatigue crack growth (FCG) could be encountered in many mechanical components, which can be made from either thin or thick plates (or shells) and, therefore, be subjected to a plain-stress or a plain-strain condition, respectively. The loads applied in a solid body containing a narrow notch or a sharp crack will induce a yield zone near its tip with a dimension that will depend on the mechanical properties of the material, as well as on the thickness of the body, the crack length and the magnitude of the loads applied. Crack propagation can then occur under mode I, II, III or mixed-mode for general loading.

This thesis presents  $J_I$ ,  $J_{II}$  and  $J_{III}$  integral functions, which were correlated with the elastic stress intensity factors  $K_I$ ,  $K_{II}$  and  $K_{III}$ , for thin and thick CT specimens. The evaluation of J-Integral values was carried out for different crack lengths, along the crack front, and using the Finite Element Method (FEM), with collapsed nodes and midside nodes dislocated to  $\frac{1}{4}$  of the edge's length, in order to simulate the crack tip singularity. Interaction between in-plane, in-plane sliding and out-of-plane modes is also discussed. In addition, crack propagation under mode I or mode III was experimentally determined, at room temperature, for a high-strength Cr-Mn austenitic stainless steel.

---

## Keywords

FRACTURE MECHANICS  
FATIGUE CRACK GROWTH  
MODES OF CRACKING I, II, III  
J-INTEGRAL  
COMPACT TENSION SPECIMEN  
ZENCRACK SOFTWARE



# Simbologia e Acrónimos

$E$	Módulo de Young [N/m <sup>2</sup> ]	$A$	Área [m <sup>2</sup> ] ou Amplitude [m]
$\nu$	Coeficiente Poisson	$x, y, z$	Coordenadas Cartesianas
$K$	Factor de Intensidade de Tensão [Pa√m]	$r$	Raio [m]
$K_c$	Factor de Intensidade de Tensão Crítico [Pa√m]	$r_y$	Raio da Zona Plástica [m]
$K_{IC}$	Tenacidade à Fractura [Pa√m]	$r_p$	Raio corrigido da Zona Plástica [m]
$K_{th}$	Limiar de Propagação de Fadiga [Pa√m]	$\theta$	Ângulo [rad]
$J$	Integral de contorno $J$ [Pa.m]	$g_{ij}^{(m)}$	Função para o $m$ -ésimo termo da equação $\sigma_{ij}(r, \theta)$
$G$	Taxa de Libertação de Energia [Pa.m]	$f_{ij}, Y$	Funções dependentes das condições de carregamento e geometria dos provetes
$G_{eq}$	Taxa de Libertação de Energia Equivalente [Pa.m]	$a$	Comprimento da Fenda [m]
$U$	Energia Elástica de Deformação [J]	$a_{eff}$	Comprimento efectivo da fenda [m]
$W$	Densidade de Energia de Deformação [J/m <sup>3</sup> ]	$\bar{a}$	Comprimento médio das marcações [m]
$m, n, i, j$	Números naturais [ $\mathbb{N}^+$ ]	$B$	Espessura do provete [m]
$P$	Pressão [N/m <sup>2</sup> ] ou Força [N]	$W$	Largura útil do provete [m]
		$r$	Raio [m]

$\sigma_{adm}$	Tensão admissível [N/m <sup>2</sup> ]	$S$	Factor de Segurança
$\sigma_{ced}$	Tensão de cedência [N/m <sup>2</sup> ]	$N_r$	Número de ciclos à rotura
$\sigma_{rot}$	Tensão de rotura [N/m <sup>2</sup> ]	$N_i$	Número de ciclos de iniciação
$\sigma, \sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}$	Tensão Normal [N/m <sup>2</sup> ]		e propagação de fenda
$\tau, \tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}$	Tensão de Corte [N/m <sup>2</sup> ]	$N_p$	Número de ciclos de propagação
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Tensões Principais [N/m <sup>2</sup> ]	MFLE	Mecânica da Fractura Linear Elástica
$\Gamma$	Contorno definido para o Integral $J$	MFEP	Mecânica da Fractura Elasto-Plástica
$T_i$	Vector tracção com as componentes cartesianas do tensor das tensões	MEF	Métodos dos Elementos Finitos
		EPD	Estado Plano de Deformação
		EPT	Estado Plano de Tensão
$u$	Vector deslocamento	CTS	<i>Compact Tension Specimen</i>
$C, m$	Constantes da Lei de Paris determinadas por via experimental	HCF	High Cycle Fatigue
$R$	Razão de Tensão	LCF	Low Cycle Fatigue

# Índice Geral

AGRADECIMENTOS .....	I
RESUMO.....	III
ABSTRACT.....	V
SIMBOLOGIA E ACRÓNIMOS.....	VII
ÍNDICE GERAL.....	IX
ÍNDICE DE TABELAS.....	XIII
ÍNDICE DE FIGURAS.....	XV

<b>1. INTRODUÇÃO<sub>F</sub>.....</b>	<b>1</b>
1.1. MOTIVAÇÃO E OBJECTIVOS .....	1
1.2. ENQUADRAMENTO .....	3
<b>2. PESQUISA BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>11</b>
2.1. VIDA ÚTIL E FILOSOFIAS DE PROJECTO .....	11
2.2. INTRODUÇÃO À MECÂNICA DA FRACTURA LINEAR ELÁSTICA E À MECÂNICA DA FRACTURA ELASTOPLÁSTICA .....	13
2.3. MODOS DE CARREGAMENTO.....	16
2.4. FACTOR DE INTENSIDADE DE TENSÃO .....	17
2.5. ESTADO PLANO DE DEFORMAÇÃO VS ESTADO PLANO DE TENSÃO.....	22
2.6. A PLASTIFICAÇÃO NA EXTREMIDADE DA FENDA.....	25
2.6.1. O MODELO DE IRWIN.....	25
2.6.2. A FORMA DA ZONA PLÁSTICA.....	28
2.6.2.1. CRITÉRIO DE VON MISES .....	29
2.6.2.2. CRITÉRIO DE TRESCA .....	31
2.7. PRINCÍPIO DA SOBREPOSIÇÃO .....	31
2.8. INTEGRAL J.....	32
2.9. RELAÇÃO ENTRE K E J.....	35
2.10. PROPAGAÇÃO DE FENDAS POR FADIGA .....	37
2.11. CARREGAMENTOS PROPORCIONAIS E NÃO-PROPORCIONAIS .....	39
2.12. TEORIAS DE PREVISÃO EM FADIGA MULTIAXIAL: PLANO CRÍTICO .....	42
<b>3. METODOLOGIA NUMÉRICA COMPUTACIONAL .....</b>	<b>45</b>
3.1. MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS .....	45
3.2. MODELO DE ELEMENTOS FINITOS.....	46
3.3. INTRODUÇÃO AO SOFTWARE ANSYS.....	46
3.3.1. ETAPAS DO ANSYS .....	47
3.3.1.1. SELECÇÃO DOS ELEMENTOS .....	47

3.3.1.2. MODELO MATERIAL E PROPRIEDADES .....	48
3.3.1.3. CONDIÇÕES DE FRONTEIRA .....	49
3.3.2. MALHA .....	49
3.3.3. SINGULARIDADE DE NÓS COLAPSADOS .....	50
3.4. SOFTWARE ZENCRACK® .....	50
3.4.1. PROCEDIMENTO .....	52
3.5. INTERFACE ZENCRACK/ANSYS .....	55
3.5.1. FICHEIRO BATCH (*.ANS) .....	55
3.5.2. FICHEIRO DO ZENCRACK (*.ZCR) .....	56
3.6. CRIAÇÃO DA FRENTE DA FENDA E “SPLIT PAIRS” .....	58
3.7. BLOCOS DE FENDA (“CRACK-BLOCKS”) .....	61
3.8. CÁLCULO NUMÉRICO DE K E DO INTEGRAL J .....	64
3.9. MODELOS TRIDIMENSIONAIS .....	67
3.9.1. ESTADO PLANO DE DEFORMAÇÃO .....	67
3.9.2. ESTADO PLANO DE TENSÃO .....	69
<b>4. APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS NUMÉRICOS .....</b>	<b>71</b>
4.1. VALIDAÇÃO DOS RESULTADOS NUMÉRICOS PARA DIFERENTES GEOMETRIAS DE PLACAS FISSURADAS .....	71
4.2. VALIDAÇÃO DOS RESULTADOS NUMÉRICOS PARA DIFERENTES GEOMETRIAS DE PLACAS FISSURADAS .....	74
4.2.1. COMPRIMENTO DE FENDA NO PROVETE CT .....	75
4.2.2. RESULTADOS DE K E J PARA ESTADO-PLANO DE TENSÃO AO LONGO DA FENDA .....	76
4.3. RESULTADOS DE K E J PARA ESTADO-PLANO DE TENSÃO AO LONGO DA FENDA .....	78
4.4. ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS NUMÉRICOS .....	81
4.4.1. INFLUÊNCIA DO ZENCRACK NOS RESULTADOS .....	81
4.4.2. RESULTADOS NUMÉRICOS .....	82
<b>5. METODOLOGIA DO TRABALHO EXPERIMENTAL .....</b>	<b>87</b>
5.1. INTRODUÇÃO .....	87
5.2. CARACTERIZAÇÃO DOS MATERIAIS METÁLICOS .....	87
5.3. CARACTERIZAÇÃO DOS PROJETES .....	89
5.4. EQUIPAMENTO DE ENSAIO .....	90
5.4.1. MÁQUINA SERVO-HIDRÁULICA BIAXIAL .....	90
5.4.2. LUNETAS E SUPORTE .....	92
5.5. METODOLOGIA .....	94
5.5.1. MONTAGEM EXPERIMENTAL .....	95
5.5.2. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL .....	96
5.5.3. ENSAIOS EXPERIMENTAIS REALIZADOS .....	98



<b>6.</b>	<b>APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS</b>	<b>103</b>
6.1.	INTRODUÇÃO.....	103
6.2.	CARACTERIZAÇÃO GEOMÉTRICA DA FENDA.....	103
6.2.1.	ENSAIO 1.....	103
6.2.2.	ENSAIO 2.....	104
6.2.3.	ENSAIO 3.....	105
6.3.	CURVAS $da/dN$ .....	106
6.3.1.	ENSAIO 1.....	107
6.3.2.	ENSAIO 2.....	109
6.3.3.	ENSAIO 3.....	111
6.4.	ANÁLISE DAS SUPERFÍCIES DE FRACTURA.....	113
6.4.1.	ENSAIO 1.....	114
6.4.2.	ENSAIO 2.....	118
6.4.3.	ENSAIO 3.....	120
6.5.	ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS.....	125
<b>7.</b>	<b>CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS</b> .....	<b>127</b>
<b>8.</b>	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b> .....	<b>129</b>
	<b>ANEXOS</b> .....	<b>135</b>
A.1.	CÁLCULO NUMÉRICO DE K E INTEGRAL J.....	137
A.2.	CÁLCULO NUMÉRICO DE K E INTEGRAL J.....	141
A.3.	FICHEIROS *.ZCR E RESULTADOS DO FICHEIRO *.REP PARA EPD ..	148
A.4.	CONSTRANGIMENTOS APLICADOS EM EPT .....	160
A.5.	FICHEIROS *.ZCR E RESULTADOS DO FICHEIRO *.REP PARA EPT ...	166
A.6.	SIMULAÇÃO DO CASO EXPERIMENTAL PARA EPT.....	178



# Índice de Tabelas

TABELA 2.4-1 - SOLUÇÕES DE KI PARA OS PROVETES MAIS UTILIZADOS [13,34].....	21
TABELA 3.3.1.2-1 - DADOS DOS MODELOS COMPUTACIONAIS.....	48
TABELA 3.4.1-1 - CARACTERÍSTICAS DAS VÁRIAS INTERFACES DO ZENCRACK. ....	52
TABELA 3.7-1 - CARACTERÍSTICAS DO CRACK-BLOCK S03_T23x1.....	63
TABELA 3.9.1-1 - DIMENSÕES DO PROVETE CT EM FUNÇÃO DA LARGURA DO PROVETE (W). ....	68
TABELA 3.9.2-1 - DIMENSÕES DO PROVETE CT EM EPT. ....	69
TABELA 4.1-1 - RESULTADOS NUMÉRICOS OBTIDOS PARA AS PLACAS FISSURADAS. ....	73
TABELA 4.4.2-1 - COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DE $K_I$ NUMA PLACA BIDIMENSIONAL COM FENDA.....	82
TABELA 4.4.2-2 - ANÁLISE DE RESULTADOS DE $K_I$ PARA O PROVETE CT, EPD. ....	84
TABELA 4.4.2-3 - ANÁLISE DE RESULTADOS DE $K_I$ PARA O PROVETE CT, EPT. ....	84
TABELA 4.4.2-4 - ANÁLISE DE RESULTADOS DE $K_I$ PARA O PROVETE CT SIMULANDO O CASO EXPERIMENTAL, EPT. ....	84
TABELA 4.4.2-5 - ANÁLISE COMPARATIVA ENTRE OS RESULTADOS NUMÉRICOS PARA EPT. ....	85
TABELA 5.2-1 - TENSÕES DE CEDÊNCIA E DE ROTURA PARA OS AÇOS INOXIDÁVEIS AISI 316L E CR-MN A 24°C [55].....	88
TABELA 5.2-2 - COMPOSIÇÃO QUÍMICA (% COMPONENTE/UNIDADE DE PESO) DO AÇO INOXIDÁVEL AISI 316L [56]. ....	88
TABELA 5.2-3 - COMPOSIÇÃO QUÍMICA (% COMPONENTE/UNIDADE DE PESO) DA LIGA DE CR-MN [55]. ....	88
TABELA 5.5.3-1 - ENSAIOS EXPERIMENTAIS REALIZADOS.....	98
TABELA 6.2.1-1 - DIMENSÕES DA FENDA PROPAGADA PARA O ENSAIO 1, AISI 316 L. ....	104
TABELA 6.2.3-1 - DIMENSÕES DA FENDA PROPAGADA PARA O ENSAIO 3, AÇO CR-MN.....	106
TABELA 6.3.1-1 - DADOS EXPERIMENTAIS RELATIVOS AO ENSAIO 1, MODO I. ....	107
TABELA 6.3.1-2 - DADOS EXPERIMENTAIS RELATIVOS AO ENSAIO 1, MODO III. ....	108
TABELA 6.3.2-1 - DADOS EXPERIMENTAIS RELATIVOS AO ENSAIO 2 .....	110
TABELA 6.3.3-1 - DADOS EXPERIMENTAIS RELATIVOS AO ENSAIO 3, MODO I. ....	112
TABELA 6.3.3-2 - DADOS EXPERIMENTAIS RELATIVOS AO ENSAIO 3, MODO III. ....	112
TABELA 6.4.2-1 - MEDIÇÃO DAS MARCAÇÕES ATRAVÉS DA MESA DE COORDENADAS. ....	118
TABELA A2-1 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO SUPERIOR DO MODELO EM EPD, MODO I.....	141
TABELA A2-2 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO INFERIOR DO MODELO EM EPD, MODO I.....	142
TABELA A2-3 - GRAUS DE LIBERDADE NA FACE LATERAL DO MODELO EM EPD, MODO I.....	142
TABELA A2-4 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO SUPERIOR DO MODELO EM EPD, MODO II.....	143
TABELA A2-5 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO INFERIOR DO MODELO EM EPD, MODO II.....	143
TABELA A2-6 - GRAUS DE LIBERDADE NA FACE LATERAL DO MODELO EM EPD, MODO II.....	144
TABELA A2-7 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO SUPERIOR DO MODELO EM EPD, MODO III.....	145
TABELA A2-8 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO INFERIOR DO MODELO EM EPD, MODO III.....	145

TABELA A2-9 - GRAUS DE LIBERDADE NA FACE LATERAL DO MODELO EM EPD, MODO III. ....	146
TABELA A4-1 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO SUPERIOR DO MODELO EM EPT, MODO I. ....	160
TABELA A4-2 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO INFERIOR DO MODELO EM EPT, MODO I. ....	161
TABELA A4-3 - GRAUS DE LIBERDADE NA FACE LATERAL DO MODELO EM EPT, MODO I. ....	161
TABELA A4-4 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO SUPERIOR DO MODELO EM EPT, MODO II. ....	162
TABELA A4-5 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO INFERIOR DO MODELO EM EPT, MODO II. ....	162
TABELA A4-6 - GRAUS DE LIBERDADE NA FACE LATERAL DO MODELO EM EPT, MODO II. ....	162
TABELA A4-7 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO SUPERIOR DO MODELO EM EPT, MODO III. ....	163
TABELA A4-8 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO INFERIOR DO MODELO EM EPT, MODO III. ....	163
TABELA A4-9 - GRAUS DE LIBERDADE NA FACE LATERAL DO MODELO EM EPT, MODO III. ....	164

# Índice de Figuras

FIG. 1.2-1 - CARREGAMENTOS CÍCLICOS (A) TRACÇÃO-COMPRESSÃO ALTERNADA PURA (B) TRACÇÃO REPETIDA. ....	3
FIG. 1.2-2 - CARREGAMENTO CÍCLICO : AMPLITUDE VARIÁVEL. ....	4
FIG. 1.2-3 - FENDA POR FADIGA NUM CORDÃO DE SOLDADURA: (A) CHAPA METÁLICA COM SOLDADURA EM “T” [2] (B) CORDÃO DE SOLDADURA NUM TUBO DE AÇO [3]. ....	4
FIG. 1.2-4 - FENDA POR FADIGA EM PROVETE CT ENTALHADO [4]. ....	5
FIG. 1.2-5 - ESFORÇO PRODUZIDO NUM EIXO FERROVIÁRIO [6]. ....	5
FIG. 1.2-6 - EXEMPLOS REAIS DE FRACTURA POR FADIGA EM EIXOS FERROVIÁRIOS [7]. ....	6
FIG. 1.2-7 - DESENHO DO NAVIO “LIBERTY” EC2-S-C1 [11]. ....	6
FIG. 1.2-8 - NAVIO “LIBERTY” [12]. ....	7
FIG. 1.2-9 - AVIÃO “COMET” [15]. ....	7
FIG. 1.2-10 - ORIGEM DE FALHA DO AVIÃO “COMET” G-ALYU EM JANELAS [16]. ....	8
FIG. 1.2-11 - PLATAFORMA OFFSHORE “ALEXANDER L. KEILLAND” [19,20,21]. ....	8
FIG. 2.2-1 - EXEMPLO DE APLICAÇÃO DO MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS A UM MODELO DE PROVETE CT [31]. ....	15
FIG. 2.3-1 - MODOS DE CARREGAMENTO: (A) MODO I (B) MODO II (C) MODO III [33] ....	16
FIG. 2.4-1 - SISTEMA DE COORDENADAS POLARES CONSIDERADO NA EXTREMIDADE DA FENDA. ....	17
FIG. 2.4-2 - TENSÃO NORMAL AO PLANO DE FENDA EM MODO I [13]. ....	20
FIG. 2.4-3 - GRÁFICO PARA DETERMINAÇÃO DO VALOR DE $f$ [13]. ....	22
FIG. 2.5-1 - FRACTURA EM ESTADO PLANO DE TENSÃO E DIMENSÃO DA ZONA PLÁSTICA [36]. ....	23
FIG. 2.5-2 - FRACTURA EM ESTADO PLANO DE DEFORMAÇÃO E DIMENSÃO DA ZONA PLÁSTICA [36] ....	23
FIG. 2.5-3 - EFEITO DE TRIAXIALIDADE DE TENSÕES EM ESTADO PLANO DE DEFORMAÇÃO. ....	24
FIG. 2.5-4 - RASGAMENTO VS CLIVAGEM [38]. ....	24
FIG. 2.5-5 - DEPENDÊNCIA DA TENACIDADE E DA ORIENTAÇÃO DA SUPERFÍCIE DE FRACTURA COM A ESPESSURA [39]. ....	25
FIG. 2.6.1-1 - GRÁFICO $\Sigma$ -E DE MATERIAL PLÁSTICO PERFEITAMENTE-ELÁSTICO. ....	26
FIG. 2.6.1-2 - PLANO DA FENDA. ....	26
FIG. 2.6.1-3 - ESTIMATIVAS DE PRIMEIRA E SEGUNDA ORDEM DO RAIOS DA ZONA PLÁSTICA [40]. ....	27
FIG. 2.6.2-1 - CONFIGURAÇÃO GEOMÉTRICA DA ZONA PLÁSTICA NA EXTREMIDADE DA FENDA PARA MODO I SEGUNDO: (A) VON MISES (B) TRESKA. ( $\nu = 1/3$ ). ....	28
FIG. 2.6.2-2 - CONFIGURAÇÃO GEOMÉTRICA DA ZONA PLÁSTICA NA EXTREMIDADE DA FENDA SEGUNDO VON MISES PARA: (A) MODO II (B) MODO III. ( $\nu = 1/3$ ). ....	29
FIG. 2.6.2-3 - REPRESENTAÇÃO TRIDIMENSIONAL DA ZONA PLÁSTICA PARA MODO I DE CARREGAMENTO SEGUNDO O CRITÉRIO DE VON MISES [1]. ....	29
FIG. 2.7-1 - PROVETE SENT SUJEITO A CARREGAMENTO AXIAL E FLEXÃO EM TRÊS PONTOS. ....	32

FIG. 2.8-1 - REPRESENTAÇÃO DO INTEGRAL J NUMA EXTREMIDADE DE FENDA.....	34
FIG. 2.8-2 - INDEPENDÊNCIA DO CONTO DO INTEGRAL J [13]. ....	34
FIG. 2.10-1 - GRÁFICO LOGARÍTMICO QUE TRADUZ O COMPORTAMENTO TÍPICO DE PROPAGAÇÃO DE FENDA SOB FADIGA EM MATERIAIS METÁLICOS [39]. ....	38
FIG. 2.11-1 - CARREGAMENTO PROPORCIONAL. ....	40
FIG. 2.11-2 - CARREGAMENTO NÃO-PROPORCIONAL. ....	41
FIG. 2.11-3 - EXEMPLOS DE DIFERENTES TRAJECTÓRIAS DE CARREGAMENTO. ....	42
FIG. 3.3.1.1-1 - ELEMENTO BIDIMENSIONAL PLANE82. ....	47
FIG. 3.3.1.1-2 - ELEMENTO TRIDIMENSIONAL PLANE186.....	48
FIG. 3.3.2-1 - EXEMPLO DE MALHA DO PROVETE CT (VISTA DA PERFIL). ....	50
FIG. 3.4-1 - EXEMPLOS DE APLICAÇÃO DO SOFTWARE ZENCRACK: (A) MODELO COMPUTACIONAL (B) MALHA NÃO-FENDADA (C) INTRODUÇÃO DO BLOCO DE FENDA.....	51
FIG. 3.4.1-1 - INTERFACE DO ZENCRACK EM LINHA DE COMANDOS. ....	53
FIG. 3.4.1-2 - FUNCIONAMENTO DO SOFTWARE ZENCRACK ....	54
FIG. 3.5.1-1 - ESTRUTURA DO FICHEIRO *.ANS. ....	56
FIG. 3.5.2-1 - ESTRUTURA DO FICHEIRO.ZCR. ....	57
FIG. 3.5.2-2 - COMANDOS DE ACESSO À DIRECTORIA DOS FICHEIROS DE SIMULAÇÃO. ....	58
FIG. 3.6-1 - INTRODUÇÃO DE CRACK-BLOCKS E CRIAÇÃO DE FRENTE DE FENDA. ....	59
FIG. 3.6-2 - EXEMPLO DE APLICAÇÃO DO COMANDO SPLIT.....	60
FIG. 3.6-3 - EXEMPLO DE APLICAÇÃO DO COMANDO SPLIT EM MODELO TRIDIMENSIONAL.....	60
FIG. 3.7-1 - CRACK-BLOCKS (A) FENDA ELÍPTICA (B) FENDA PASSANTE. ....	61
FIG. 3.7-2 - EXEMPLO DE LIGAÇÃO FACE-A-FACE. ....	62
FIG. 3.7-3 - EXEMPLOS DE LIGAÇÃO LADO-A-LADO. ....	62
FIG. 3.7-4 - EXEMPLO DA DESIGNAÇÃO DOS CRACK-BLOCKS. ....	62
FIG. 3.7-5 - CRACK-BLOCK S03_T23x1. ....	63
FIG. 3.8-1 - (A) VARRIMENTO DAS 7 DIRECÇÕES NO PLANO NORMAL À FENDA (B) DETERMINAÇÃO DOS VALORES DE $G_{\max}$ E $\theta_{\max}$ .....	65
FIG. 3.8-2 - VISTA EM PORMENOR DO CRACK-BLOCK INTRODUIDO NO MODELO COMPUTACIONAL.....	66
FIG. 3.8-3 - VISTA EM PORMENOR DA INTERFACE NA EXTREMIDADE DA FENDA.....	67
FIG. 3.9.1-1 - MODELO TRIDIMENSIONAL DO PROVETE CT PARA EPD: (A) SOLIDWORKS (B) ANSYS. ....	67
FIG. 3.9.1-2 - DESENHO TÉCNICO DO PROVETE CT. ....	68
FIG. 3.9.2-1 - MODELO TRIDIMENSIONAL DO PROVETE CT PARA EPT (A) SOLIDWORKS (B) ANSYS. ....	69
FIG. 4.1-1 - FENDA LATERAL. ....	71
FIG. 4.1-2 - FENDAS LATERAIS.....	72
FIG. 4.1-3 - FENDA CENTRAL. ....	72

FIG. 4.2-1 - PROVETE CT PARA EPT SOB CONDIÇÕES DE CARREGAMENTO SEMELHANTES ÀS EXPERIMENTAIS PARA MODO I.	74
FIG. 4.2-2 - PROVETE CT PARA EPT SOB CONDIÇÕES DE CARREGAMENTO SEMELHANTES ÀS EXPERIMENTAIS PARA MODO III.	75
FIG. 4.2.1-1 - COMPRIMENTO DA FENDA PARA EPD (A) $A/W=0.45$ (B) $A/W=0.50$ (C) $A/W=0.55$ .	75
FIG. 4.2.1-2 - COMPRIMENTO DA FENDA PARA EPT (A) $A/W=0.45$ (B) $A/W=0.50$ (C) $A/W=0.55$ .	75
FIG. 4.2.2-1 - MODELO TRIDIMENSIONAL EM EPD PARA DIFERENTES MODOS DE CARREGAMENTO: (A) MODO I (B) MODO II (C) MODO III.	76
FIG. 4.2.2-2 - RESULTADOS DE K CALCULADOS PARA OS MODOS I,II E III EM EPD. A FORÇA P DEVERÁ SER INTRODUZIDA EM [N].	77
FIG. 4.2.2-3 - RESULTADOS DO INTEGRAL-J CALCULADOS PARA OS MODOS I,II E III EM EPD. A FORÇA P DEVERÁ SER INTRODUZIDA EM [N].	77
FIG. 4.2.2-4 - MODELOS TRIDIMENSIONAIS DEFORMADOS EM EPD SOB DIFERENTES MODOS DE CARREGAMENTO (A) MODO I (B) MODO II (C) MODO III.	78
FIG. 4.3-1 - MODELO TRIDIMENSIONAL EM EPT SOB DIFERENTES MODOS DE CARREGAMENTO (A) MODO I (B) MODO II (C) MODO III.	79
FIG. 4.3-2 - RESULTADOS DE K CALCULADOS PARA OS MODOS I,II E III EM EPT. A FORÇA P DEVERÁ SER INTRODUZIDA EM [N].	79
FIG. 4.3-3 - RESULTADOS DO INTEGRAL-J CALCULADOS PARA OS MODOS I,II E III EM EPT. A FORÇA P DEVERÁ SER INTRODUZIDA EM [N].	80
FIG. 4.3-4 - MODELOS TRIDIMENSIONAIS DEFORMADOS EM EPT SOB DIFERENTES MODOS DE CARREGAMENTO (A) MODO I (B) MODO II (C) MODO III.	80
FIG. 4.4.2-1 - VISTAS LATERAIS DO PROVETE EM EPD SOB MODO III DE CARREGAMENTO E VISTA PORMENORIZADA DA FRENTE DE FENDA.	82
FIG. 4.4.2-2 - PLANO DE FENDA NÃO-HORIZONTAL, SIMULAÇÃO DO MODO III DE CARREGAMENTO PARA EPD.	83
FIG. 4.4.2-3 - PLANO DE FENDA NÃO-HORIZONTAL, SIMULAÇÃO DO MODO II DE CARREGAMENTO PARA EPD.	83
FIG. 5.3-1 - PROVETES UTILIZADOS NO TRABALHO EXPERIMENTAL (A,B) AÇO CR-MN (C,D) AÇO AISI 316L.	89
FIG. 5.3-2 - ZONA AFECTADA PELO ENCRUAMENTO DO MATERIAL JUNTO AO ENTALHE.	89
FIG. 5.4.1-1 - ESQUEMA GERAL DE UMA MÁQUINA SERVO-HIDRÁULICA.	91
FIG. 5.4.1-2 - IMAGENS DA MÁQUINA SERVO-HIDRÁULICA BIAIXIAL UTILIZADA NOS ENSAIOS DE FADIGA, MARCA INSTRON, MODELO 8874.	91
FIG. 5.4.1-3 - SOFTWARE DE INTRODUÇÃO E AQUISIÇÃO DOS DADOS EXPERIMENTAIS.	92
FIG. 5.4.1-4 - CONSOLAS DE COMANDO DA MÁQUINA SERVO-HIDRÁULICA INSTRON.	92
FIG. 5.4.2-1 - MATERIAL UTILIZADO PARA MEDIÇÃO DA FENDA: (A) LUNETAS E SUPORTE (B) MECANISMO DE PARAFUSO SEM-FIM E COMPARADOR.	93
FIG. 5.4.2-2 - CÂMERA <i>VEHO</i> ®, MODELO DISCOVERY VMS-004.	93
FIG. 5.4.2-3 - CÂMERA E SUPORTE ARTICULADO.	94

FIG. 5.5.1-1 - ESQUEMA DA MONTAGEM EXPERIMENTAL. ....	95
FIG. 5.5.1-2 - COLOCAÇÃO DO PAPEL MILIMÉTRICO NO PROVETE E MEDIÇÃO A PARTIR DO ENTALHE.....	96
FIG. 5.5.2-1 - CONSTRANGIMENTO DO PROVETE PARA DOIS CARREGAMENTOS DISTINTOS : (A) MODO I (B) MODO III. ....	97
FIG. 5.5.2-2 - MONTAGEM EXPERIMENTAL.....	97
FIG. 5.5.3-1 - EFEITO DE FALTA DE RIGIDEZ DO PROVETE VERIFICADO ATRAVÉS DA PERTURBAÇÃO DA CURVA DE CARREGAMENTO APRESENTADA PELO SOFTWARE DA MÁQUINA. ....	98
FIG. 5.5.3-2 - PROCESSO DE INICIAÇÃO E ABERTURA DA FENDA EM MODO I PARA O ENSAIO 1, AISI 316L. ....	99
FIG. 5.5.3-3 - FENDA PROPAGADA EM MODO I PARA O ENSAIO 1, AISI 316L.....	99
FIG. 5.5.3-4 - FENDA RAMIFICADA PROPAGADA EM MODO III PARA O ENSAIO 1, AISI 316L. ....	100
FIG. 5.5.3-5 - PROCESSO DE INICIAÇÃO E ABERTURA DA FENDA EM MODO I PARA O ENSAIO 2, CR-MN. ....	100
FIG. 5.5.3-6 - PROCESSO DE INICIAÇÃO E ABERTURA DA FENDA EM MODO I PARA O ENSAIO 3, AISI 316L. ....	101
FIG. 5.5.3-7 - FENDA PROPAGADA EM MODO III PARA O ENSAIO 3, AISI 316L.....	101
FIG. 6.2.1-1 - PROVETE FENDADO RELATIVO AO ENSAIO 1, AISI 316L:.....	104
FIG. 6.2.2-1 - PROVETE FENDADO RELATIVO AO ENSAIO 2, LIGA CR-MN. ....	105
FIG. 6.2.3-1 - PROVETE FISSURADO RELATIVO AO ENSAIO 3, AÇO CR-MN:.....	105
FIG. 6.3.1-1 - GRÁFICO A-N RELATIVO AO ENSAIO 1.....	109
FIG. 6.3.2-1 - GRÁFICO A-N RELATIVO AO ENSAIO 2.....	110
FIG. 6.3.2-2 - GRÁFICO DA/DN RELATIVO AO ENSAIO 2. ....	111
FIG. 6.3.3-1 - GRÁFICO A-N RELATIVO AO ENSAIO 3.....	113
FIG. 6.4.1-1 - ABERTURA DO PROVETE DO ENSAIO 1 NA SERVO-HIDRÁULICA: ....	114
FIG. 6.4.1-2 - SUPERFÍCIE DE FRACTURA DA PARTE SUPERIOR (1) DO PROVETE 1 OBTIDA ATRAVÉS DA MESA DE COORDENADAS: (A) MODO I (B) MODO III.....	114
FIG. 6.4.1-3 - SUPERFÍCIES DE FRACTURA DA PARTE SUPERIOR (1) DO PROVETE 1 OBTIDA ATRAVÉS DA CÂMARA USB VEHO®. .....	115
FIG. 6.4.1-4 - SUPERFÍCIES DE FRACTURA DA PARTE INFERIOR (2) DO PROVETE 1 OBTIDA ATRAVÉS DA MESA DE COORDENADAS. ....	115
FIG. 6.4.1-5 - SUPERFÍCIES DE FRACTURA DA PARTE INFERIOR (2) DO PROVETE 1 OBTIDA ATRAVÉS DA CÂMARA USB VEHO®. .....	115
FIG. 6.4.1-6 - SUPERFÍCIES DE FRACTURA DA INTERFACE (3) DO PROVETE 1 OBTIDA ATRAVÉS DA MESA DE COORDENADAS: (A) FENDA DA PARTE INFERIOR (B) FENDA DA PARTE SUPERIOR. ....	116
FIG. 6.4.1-7 - SUPERFÍCIES DE FRACTURA DA INTERFACE (3) DO PROVETE 1 OBTIDA ATRAVÉS DA CÂMARA USB VEHO®. .	116
FIG. 6.4.1-8 - EXEMPLO DE ESTRIAS DE FADIGA EM MODO I. ....	117
FIG. 6.4.1-9 - CONFIGURAÇÃO DA ZONA DE TRANSIÇÃO DA FENDA DE MODO I PARA MODO III. ....	117
FIG. 6.4.2-1 - EXEMPLO PARA A DETERMINAÇÃO DO VALOR MÉDIO DE A. ....	118
FIG. 6.4.2-2 - SUPERFÍCIES DE FRACTURA SOB MODO I DE CARREGAMENTO DA PARTE SUPERIOR (1) DO PROVETE 2 OBTIDA ATRAVÉS DA MESA DE COORDENADAS. (A) INICIAÇÃO (B) MARCAÇÃO PARA = 5.146 MM.....	119



FIG. 6.4.2-3 - SUPERFÍCIES DE FRACTURA SOB MODO I DE CARREGAMENTO DA PARTE SUPERIOR (1) DO PROVETE 2 OBTIDA ATRAVÉS DA MESA DE COORDENADAS MARCAÇÕES PARA: (A) = 8.404 MM (B) = 9.955 MM. ....	119
FIG. 6.4.2-4 - SUPERFÍCIES DE FRACTURA SOB MODO I DE CARREGAMENTO DA PARTE INFERIOR (2) DO PROVETE 2 OBTIDA ATRAVÉS DA MESA DE COORDENADAS. (A) INICIAÇÃO (B) MARCAÇÃO PARA = 5.143 MM. ....	119
FIG. 6.4.2-5 - SUPERFÍCIES DE FRACTURA SOB MODO I DE CARREGAMENTO DA PARTE INFERIOR (2) DO PROVETE 2 OBTIDA ATRAVÉS DA MESA DE COORDENADAS. MARCAÇÕES PARA: (A) = 8.386 MM (B) = 9.912 MM.....	120
FIG. 6.4.3-1 - SUPERFÍCIE DE FRACTURA DA PARTE SUPERIOR (1) DO PROVETE 3 OBTIDA ATRAVÉS DA MESA DE COORDENADAS: (A) MODO I (B) MODO III. ....	120
FIG. 6.4.3-2 - SUPERFÍCIES DE FRACTURA DA PARTE SUPERIOR (1) DO PROVETE 3 OBTIDA ATRAVÉS DA MESA DE COORDENADAS. ....	121
FIG. 6.4.3-3 - FINAL DA SUPERFÍCIE DE FRACTURA DA PARTE SUPERIOR (1) DO PROVETE 3 OBTIDA ATRAVÉS DA MESA DE COORDENADAS. ....	121
FIG. 6.4.3-4 - SUPERFÍCIE DE FRACTURA DA PARTE INFERIOR (2) DO PROVETE 3 OBTIDA ATRAVÉS DA MESA DE COORDENADAS: (A) MODO I (B) MODO III. ....	121
FIG. 6.4.3-5 - SUPERFÍCIES DE FRACTURA DA PARTE INFERIOR (2) DO PROVETE 3 OBTIDA ATRAVÉS DA MESA DE COORDENADAS. ....	122
FIG. 6.4.3-6 - FINAL DA SUPERFÍCIE DE FRACTURA DA PARTE INFERIOR (2) DO PROVETE 3 OBTIDA ATRAVÉS DA MESA DE COORDENADAS. ....	122
FIG. 6.4.3-7 - SUPERFÍCIES DE FRACTURA DA INTERFACE (3) DO PROVETE 3 OBTIDAS ATRAVÉS DA MESA DE COORDENADAS. ....	122
FIG. 6.4.3-8 - SUPERFÍCIES DE FRACTURA DA INTERFACE (3) DO PROVETE 3 CORRESPONDENTES AO SEGMENTO L2 OBTIDAS ATRAVÉS DA MESA DE COORDENADAS. ....	123
FIG. 6.4.3-9 - FINAL DA SUPERFÍCIE DE FRACTURA DA INTERFACE (3) DO PROVETE 3 CORRESPONDENTES AO SEGMENTO L2 OBTIDA ATRAVÉS DA MESA DE COORDENADAS. ....	123
FIG. 6.4.3-10 - SUPERFÍCIES DE FRACTURA DA INTERFACE (3) DO PROVETE 3 CORRESPONDENTES AO SEGMENTO L3 OBTIDAS ATRAVÉS DA MESA DE COORDENADAS. ....	123
FIG. 6.4.3-11 - FINAL DA SUPERFÍCIE DE FRACTURA DA INTERFACE (3) DO PROVETE 3 CORRESPONDENTES AO SEGMENTO L3 OBTIDA ATRAVÉS DA MESA DE COORDENADAS. ....	124
FIG. A2-1 - MODELO COMPUTACIONAL EPD, MODO I. ....	141
FIG. A2-2 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO SUPERIOR DO MODELO EM EPD, MODO I. ....	141
FIG. A2-3 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO INFERIOR DO MODELO EM EPD, MODO I. ....	142
FIG. A2-4 - GRAUS DE LIBERDADE NA FACE LATERAL DO MODELO EM EPD, MODO I. ....	142
FIG. A2-5 - MODELO COMPUTACIONAL EPD, MODO II. ....	142
FIG. A2-6 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO SUPERIOR DO MODELO EM EPD, MODO II. ....	143
FIG. A2-7 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO SUPERIOR DO MODELO EM EPD, MODO II. ....	143

FIG. A2-8 - GRAUS DE LIBERDADE NA FACE LATERAL DO MODELO EM EPD, MODO II. ....	144
FIG. A2-9 - MODELO COMPUTACIONAL EPD, MODO III. ....	144
FIG. A2-10 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO SUPERIOR DO MODELO EM EPD, MODO III.....	145
FIG. A2-11 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO SUPERIOR DO MODELO EM EPD, MODO III.....	145
FIG. A2-12 - GRAUS DE LIBERDADE NA FACE LATERAL DO MODELO EM EPD, MODO III. ....	146
FIG. A3-1 - VALORES DE K AO LONGO DA ESPESSURA PARA MODO I ( $A/W=0.45$ ), EPD. ....	149
FIG. A3-2 - VALORES DE K AO LONGO DA ESPESSURA PARA MODO I ( $A/W=0.50$ ), EPD. ....	150
FIG. A3-3 - VALORES DE K AO LONGO DA ESPESSURA PARA MODO I ( $A/W=0.55$ ), EPD. ....	151
FIG. A3-4 - VALORES DE K AO LONGO DA ESPESSURA PARA MODO II ( $A/W=0.45$ ), EPD. ....	152
FIG. A3-5 - VALORES DE K AO LONGO DA ESPESSURA PARA MODO II ( $A/W=0.50$ ), EPD.....	153
FIG. A3-6 - VALORES DE K AO LONGO DA ESPESSURA PARA MODO II ( $A/W=0.55$ ), EPD.....	154
FIG. A3-7 - VALORES DE K AO LONGO DA ESPESSURA PARA MODO III ( $A/W=0.45$ ), EPD.....	156
FIG. A3-8 - VALORES DE K AO LONGO DA ESPESSURA PARA MODO III ( $A/W=0.50$ ), EPD.....	157
FIG. A3-9 - VALORES DE K AO LONGO DA ESPESSURA PARA MODO III ( $A/W=0.55$ ), EPD.....	158
FIG. A4-1 - MODELO COMPUTACIONAL EPT, MODO I.....	160
FIG. A4-2 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO SUPERIOR DO MODELO EM EPT, MODO I. ....	160
FIG. A4-3 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO INFERIOR DO MODELO EM EPT, MODO I. ....	161
FIG. A4-4 - GRAUS DE LIBERDADE NA FACE LATERAL DO MODELO EM EPT, MODO I. ....	161
FIG. A4-5 - MODELO COMPUTACIONAL EPT, MODO II.....	161
FIG. A4-6 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO SUPERIOR DO MODELO EM EPT, MODO II. ....	162
FIG. A4-7 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO INFERIOR DO MODELO EM EPT, MODO II. ....	162
FIG. A4-8 - GRAUS DE LIBERDADE NA FACE LATERAL DO MODELO EM EPT, MODO II. ....	162
FIG. A4-9 - MODELO COMPUTACIONAL EPT, MODO III.....	163
FIG. A4-10 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO SUPERIOR DO MODELO EM EPT, MODO III. ....	163
FIG. A4-11 - GRAUS DE LIBERDADE NO FURO INFERIOR DO MODELO EM EPT, MODO III. ....	163
FIG. A4-12 - GRAUS DE LIBERDADE NA FACE LATERAL DO MODELO EM EPT, MODO III. ....	164
FIG. A5-1 - VALORES DE K AO LONGO DA ESPESSURA PARA MODO I ( $A/W=0.45$ ), EPT. ....	167
FIG. A5-2 - VALORES DE K AO LONGO DA ESPESSURA PARA MODO I ( $A/W=0.50$ ), EPT. ....	168
FIG. A5-3 - VALORES DE K AO LONGO DA ESPESSURA PARA MODO I ( $A/W=0.55$ ), EPT. ....	169
FIG. A5-4 - VALORES DE K AO LONGO DA ESPESSURA PARA MODO II ( $A/W=0.45$ ), EPT. ....	171
FIG. A5-5 - VALORES DE K AO LONGO DA ESPESSURA PARA MODO II ( $A/W=0.50$ ), EPT. ....	172
FIG. A5-6 - VALORES DE K AO LONGO DA ESPESSURA PARA MODO II ( $A/W=0.55$ ), EPT. ....	173
FIG. A5-7 - VALORES DE K AO LONGO DA ESPESSURA PARA MODO III ( $A/W=0.45$ ), EPT. ....	174
FIG. A5-8 - VALORES DE K AO LONGO DA ESPESSURA PARA MODO III ( $A/W=0.50$ ), EPT. ....	176
FIG. A5-9 - VALORES DE K AO LONGO DA ESPESSURA PARA MODO III ( $A/W=0.55$ ), EPT.....	177

FIG. A6-1 - PROVETE CT PARA EPT SOB CONDIÇÕES DE CARREGAMENTO SEMELHANTES ÀS EXPERIMENTAIS PARA MODO I.	
.....	178
FIG. A6-2 - PROVETE CT PARA EPT SOB CONDIÇÕES DE CARREGAMENTO SEMELHANTES ÀS EXPERIMENTAIS PARA MODO I.	
.....	178
FIG. A6-3 - RESULTADOS DE K CALCULADOS PARA OS MODOS I E III EM EPT CONTEMPLANDO A SIMULAÇÃO DO CASO EXPERIMENTAL. A FORÇA P DEVERÁ SER INTRODUTIDA EM [N].	179
FIG. A6-4 - RESULTADOS DE K CALCULADOS PARA OS MODOS I E III EM EPT CONTEMPLANDO A SIMULAÇÃO DO CASO EXPERIMENTAL. A FORÇA P DEVERÁ SER INTRODUTIDA EM [N].	180



## 1. INTRODUÇÃO

### 1.1. MOTIVAÇÃO E OBJECTIVOS

O presente trabalho surge com o intuito de estudar, em maior detalhe, o fenómeno de propagação de fendas por fadiga sob diferentes modos de carregamento, nomeadamente o modo I e o modo III.

Este trabalho visa a determinação das expressões matemáticas do factor de intensidade de tensões  $K$  e do Integral  $J$ , nos modos I, II e III de carregamento, actuantes em extremidades de fendas existentes num provete CT (“Compact Tension Specimen”).

Como nota introdutória ao tema apresentado, importa referir que a análise sob modo III de carregamento é feita maioritariamente a nível numérico, uma vez que a bibliografia e os resultados experimentais neste domínio são relativamente escassos e não existem normas ou métodos analíticos para fazer o cálculo directo do valor do factor de intensidade de tensão relativo ao modo ( $K_{III}$ ). Para modo I, a bibliografia existente na área da Mecânica da Fractura é extensa, sendo um caso muito estudado, para o qual existem normas para cálculo do valor de  $K_I$  em diversos tipos de provete de interesse.

Neste estudo, os principais objectivos a alcançar são os seguintes:

- Realização de pesquisa bibliográfica, com o objectivo de sintetizar a informação mais pertinente relativa ao tema da dissertação;
- Modelação dos provetes CT, com variação do valor de espessura, considerando estado plano de tensão e estado plano de deformação;
- Aplicação dos carregamentos em modo I, II ou III e determinação dos valores dos factores de intensidade de tensão  $K$  e do Integral  $J$ , nas condições da Mecânica da Fractura Linear Elástica (MFLE), para o provete CT, em estado plano de deformação e estado plano de tensão. A análise é feita para três comprimentos de fenda, simulando a nucleação e a propagação de uma fenda a partir do entalhe. O software *Zencrack*®, versão 7.8-3, foi utilizado para introduzir os blocos de fenda nos provetes CT estudados e, desta forma, obter um modelo 3D fissurado;

- Análise e discussão dos resultados obtidos, comparando os valores numéricos com as soluções teóricas existentes na literatura, no sentido de validar os modelos utilizados e as simulações numéricas realizadas;

- Determinação experimental, à temperatura ambiente, das curvas de propagação de fenda em modo I e III, em dois aços inoxidáveis austeníticos (*Cr-Mn* e *AISI 316L*);

- Análise das superfícies de fractura;

A preferência pelo software *Zencrack*®, versão 7.8-3, é justificada pela simplicidade de utilização. Foi também sugestão do orientador, no seguimento de uma tese de mestrado desenvolvida recorrendo ao mesmo programa. Esta é uma ferramenta computacional que permite inserir elementos de fenda em malhas com geometrias específicas, consoante o tipo de fenda pretendida. Assim, o tempo dispendido na construção das malhas de elementos finitos é inferior; o *Zencrack*® faz o refinamento da malha de elementos finitos na extremidade da fenda, consoante a colocação dos blocos de fenda, também denominados “*crack blocks*”.

## 1.2. ENQUADRAMENTO

O crescimento das aplicações na área da Engenharia Mecânica, aliado com a necessidade de garantir ganhos de eficiência económica, tem conduzido à realização de estudos mais aprofundados no âmbito do comportamento mecânico dos materiais, em determinadas condições de serviço, nomeadamente problemas relacionados com fractura sob fadiga, no sentido de evitar a falha e, simultaneamente, estender o período de vida útil dos equipamentos.

Em engenharia, grande parte dos componentes estruturais estão sujeitos a forças e carregamentos e são dimensionados de acordo com determinados critérios que garantam a sua fiabilidade e durabilidade.

Na prática, existe uma diversidade de requisitos de projecto bastante aleatórios e difíceis de reproduzir a nível teórico-experimental. As cargas podem, por exemplo, ser aplicadas brusca ou lentamente, podem apresentar um comportamento cíclico (fig.1.2-1) ou estático, podem ser aplicadas em ambientes corrosivos ou não, a diferentes temperaturas de serviço, que podem ser constantes ou de carácter transiente [1].

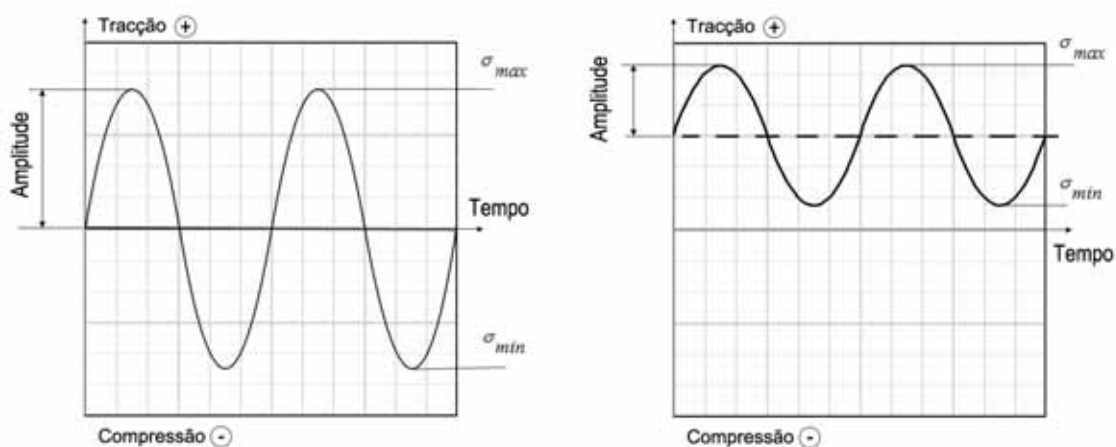
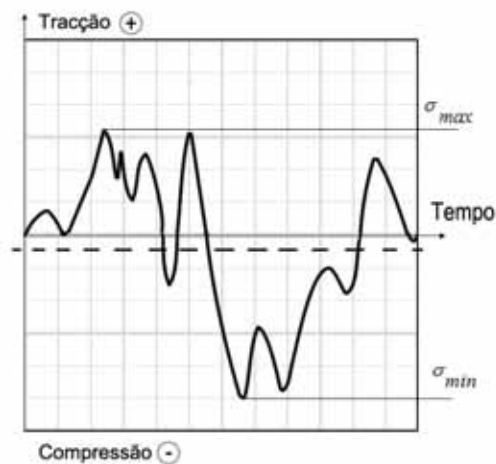
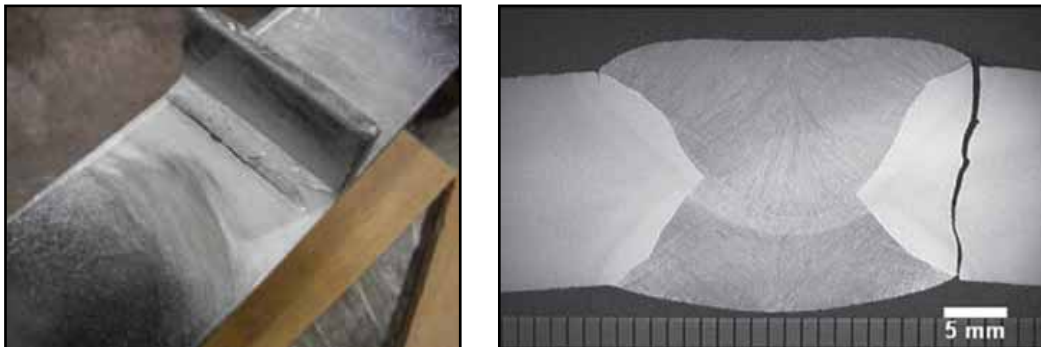


Fig. 1.2-1 - Carregamentos cíclicos (a) tracção-compressão alternada pura (b) tracção repetida.



**Fig. 1.2-2 - Carregamento cíclico : amplitude variável.**

Simultaneamente, os processos de fabrico, entre os quais se incluem os processos de ligação permanente, de que é exemplo a soldadura (fig.1.2-3), introduzem outras variáveis, que determinam as propriedades do material, tal como o aparecimento de tensões residuais, a existência de uma zona afectada pelo calor, etc [1].



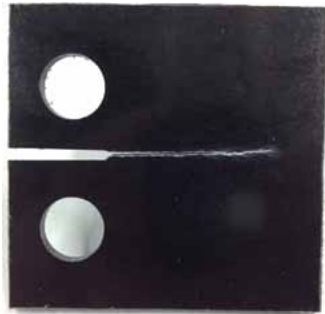
**Fig. 1.2-3 - Fenda por Fadiga num cordão de soldadura: (a) Chapa metálica com soldadura em “T” [2] (b) Cordão de soldadura num tubo de aço [3].**

A propagação de fendas por fadiga pode ocorrer em condições de baixa tensão nominal, sendo esta de natureza cíclica ou variável. No entanto, o processo de nucleação e de iniciação de fendas por fadiga ocorre frequentemente em zonas críticas do material, na presença de entalhes ou em zonas com alteração brusca da secção dos componentes, onde a concentração de tensões é maior (fig.1.2-3).

Resumidamente, a fadiga mecânica consiste num processo de alteração estrutural permanente do componente, quando sujeito a carregamento de tipo dinâmico, cuja ocorrência é progressiva e localizada e ocorre preferencialmente em zonas onde existem tensões e extensões elevadas, devidas à existência de concentração de tensões. As diferenças de temperatura e as imperfeições no material são também uma causa plausível de nucleação de

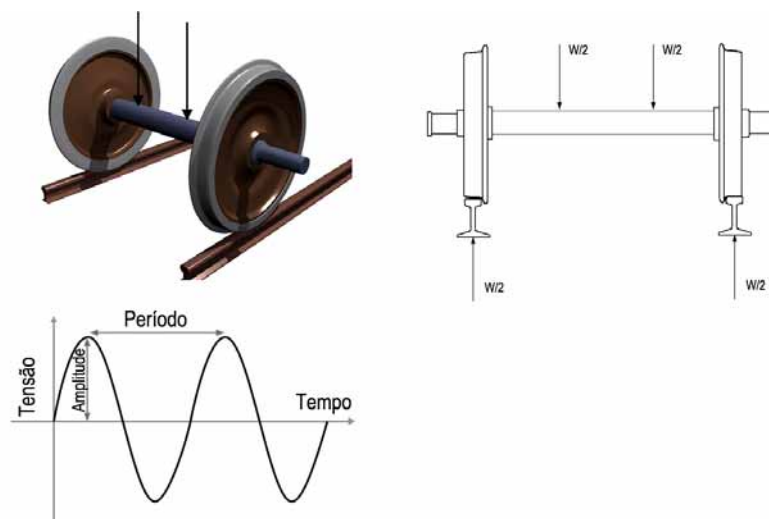


fissuras, que podem resultar na propagação de uma fenda e na falha do componente após a aplicação de um número de ciclos de carregamento suficientes [1]. Conclui-se então que o fenómeno de fadiga é, frequentemente, responsável pela falha dos componentes, e que contribui para diminuir muito consideravelmente a sua vida útil.



**Fig. 1.2-4 - Fenda por Fadiga em Provete CT entalhado [4].**

Entre 1852 e 1869, o engenheiro de origem alemã, August Wöhler, estudou a fractura em eixos ferroviários [1,5]. Grande parte destes componentes apresentava uma vida útil curta relativamente ao esperado, quando projectados de acordo com critérios de resistência estática. Inesperadamente, a fractura ocorria sob condições de carregamento normal, sem vestígios de deformação plástica, mesmo tendo sido estes previamente ensaiados e apresentarem uma boa ductilidade. Do ponto de vista de projecto mecânico, a situação era equivalente a considerar uma viga sob carregamento em quatro pontos diferentes (fig.1.2-5), produzindo esforços de compressão na parte superior e de tracção na parte inferior do veio devido à flexão. Após meia-rotação do eixo, os esforços ficam invertidos e o comportamento do carregamento induzido apresenta uma variação sinusoidal [5,6].



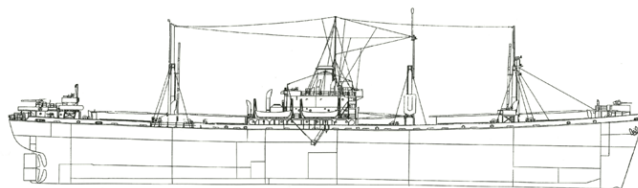
**Fig. 1.2-5 - Esforço produzido num eixo ferroviário [6].**



**Fig. 1.2-6 - Exemplos reais de fractura por fadiga em eixos ferroviários [7].**

O trabalho de Griffith sobre fractura frágil, iniciado por volta de 1920, usando conceitos de deformação elástica, sugeriu que a existência de fendas microscópicas no material contribuía para diminuir a resistência global do mesmo [8]., devido à existência de zonas de concentração de tensões na frente das fendas. Nesta mesma época, assistiu-se à ocorrência de inúmeros desastres, tais como os casos dos navios “Liberty” e dos aviões “Comet” [1].

Os navios “*Liberty*” eram navios de carga, da época da Segunda Guerra Mundial, que efectuavam a travessia do Atlântico Norte. Durante o percurso, e devido à alteração da temperatura da água, o comportamento mecânico do material do casco do navio alterava-se de dúctil para frágil, conduzindo à ocorrência de fractura instável e súbita com relativa facilidade. Simultaneamente, a utilização de ligações soldadas em vez de rebites, em determinadas zonas de ligação, comprometia a integridade estrutural do navio, uma vez que estas induziam a concentração de tensões em zonas afectadas pelo calor, decorrentes do processo de soldadura, caracterizadas por propriedades mecânicas – tenacidade – menos resistentes do que as do material base [9]. Calcula-se que, dos 2708 navios “*Liberty*” construídos entre 1939 e 1945, cerca de 1031 tenham sofrido danos ou acidentes graves, dos quais mais de 200 casos foram considerados sem possibilidade de reparação e originado vítimas mortais [10].



**Fig. 1.2-7 - Desenho do navio “Liberty” EC2-S-C1 [11].**



**Fig. 1.2-8 - Navio “Liberty” [12].**

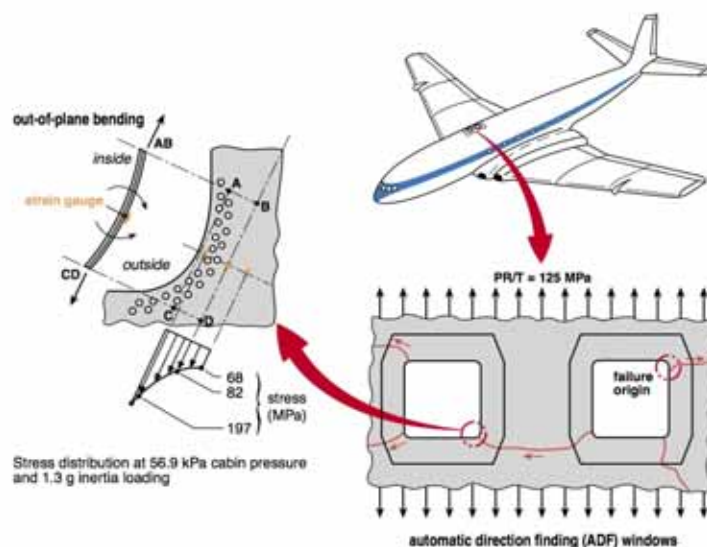
Investigações posteriores revelaram que grande parte das fendas tiveram início no casco, em locais de concentração de tensões, sendo que o aço utilizado na construção apresentava um valor de tenacidade baixo à temperatura de serviço, como foi medido posteriormente através de ensaios de impacto “Charpy” [13].

O “Comet” foi o primeiro avião comercial a utilizar propulsão a jacto (fig.1.2-9) tendo ocorrido vários desastres em pleno voo. Na época, a maioria dos aviões viajava a baixa altitude, estando sujeitos a valores de pressão atmosférica semelhantes à da superfície da Terra. Contudo, os aviões a jacto precisavam voar a uma altitude superior, para evitar turbulência e tempestade, sendo necessário promover a existência de uma pressão dentro do avião superior à do exterior. Esta diferença de pressões, somada à existência de concentração de tensões em zonas de entalhe com geometrias muito angulosas (ex.: nas janelas), provocaram a nucleação e propagação de defeitos por fadiga, que resultaram em fractura instável e súbita. Desde então, a geometria das janelas dos aviões adquiriu formas redondas/ovais, tal como todo o design das aeronaves, com transições muito suaves nas formas, no sentido de diminuir o efeito da concentração de tensões e, consequentemente, evitar a ocorrência de fadiga [14].



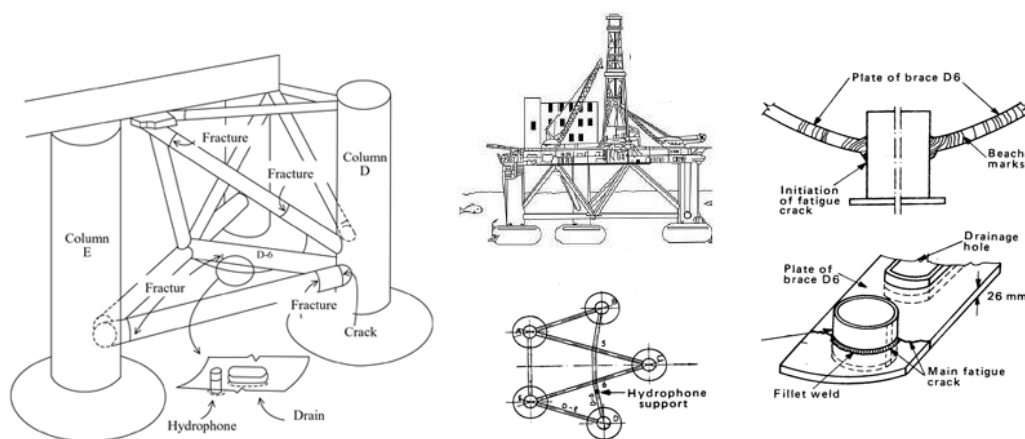
**Fig. 1.2-9 - Avião “Comet” [15].**

Em 1956, Wells recorreu à Mecânica da Fractura para mostrar que as falhas ocorridas na fuselagem dos aviões “Comet” resultaram de falhas por fadiga terem atingido uma dimensão crítica. A iniciação de fenda ocorria em janelas e era causada por um reforço local insuficiente, combinado com uma fraca geometria de canto que provocava concentração de tensões (à semelhança dos navios “Liberty”) [13].



**Fig. 1.2-10 - Origem de falha do avião “Comet” G-ALYU em janelas [16]**

Outro exemplo prático é o desastre ocorrido na plataforma offshore “Alexander L. Keilland” (fig.1.2-11), localizada em águas norueguesas, também durante a 2ª Guerra Mundial. Um dos seis suportes que fazia ligação ao apoio exterior da plataforma continha um cordão de soldadura que ligava a flange ao suporte. A concentração de tensões, causada pela geometria do componente e pela soldadura, induzida por carregamentos cíclicos levaram à iniciação de fenda que se propagou gradualmente até falhar por fadiga, contabilizando um número de vítimas superior à centena [17,18].



**Fig. 1.2-11 - Plataforma Offshore “Alexander L. Keilland” [19,20,21].**

Estes são alguns casos de falha que ilustram a necessidade e a importância da aplicação de conhecimentos de Mecânica da Fractura em projectos de dimensionamento de componentes ou estruturas, de forma a garantir a sua fiabilidade e a segurança e de quem os utiliza.



# CAPÍTULO II

---

## 2. PESQUISA BIBLIOGRÁFICA

### 2.1. VIDA ÚTIL E FILOSOFIAS DE PROJECTO

Em engenharia é prática comum o projecto de componentes de acordo com o critério da tensão de cedência do material, isto é, evitando a deformação permanente dos componentes ou das estruturas. A tensão a considerar para o projecto, denominada por tensão segura ou admissível, representa a tensão de cedência dividida por um factor de segurança (eq.(2.1.1)), que pode estar relacionado com o tipo de material, a aplicação do projecto, o tipo de carregamento, a gravidade da falha, a incerteza no conhecimento completo dos carregamentos aplicados, etc. O factor de segurança permite estabelecer uma ligação entre modelos reais e modelos teóricos, de maneira a que a decisão tomada apresente sempre um carácter conservativo.

$$\sigma_{adm} = \frac{\sigma_{ced}}{S} \quad (2.1.1)$$

Paralelamente, a análise pela Mecânica da Fractura permite garantir a segurança operacional de uma estrutura ou componente, prevendo-se quantitativamente a propagação de uma fenda desde a sua dimensão inicial até uma dimensão final crítica. Esta abordagem assume que a estrutura pode conter defeitos, como fissuras, em consequência, por exemplo, dos defeitos inerentes do material, ou do processo de fabrico utilizado ou de qualquer pequeno acidente [1]. Deste modo, a previsão da vida à fadiga feita pela Mecânica da Fractura permite, além da determinação de uma dimensão crítica de defeito, estimar a vida útil de um componente, a qual se caracteriza por um número de ciclos de aplicação de carga até à ocorrência de rotura. É importante sublinhar que a presença de defeitos pode reduzir ou eliminar a fase de iniciação da fissura por fadiga, que pode ocupar mais de 90% da vida cíclica prevista pelos ensaios clássicos em provetes perfeitos. Portanto, na presença de defeitos preexistentes, a vida útil é principalmente dependente da velocidade de propagação de fissura e incorpora principalmente a fase de propagação do defeito [1].

Considerando que o processo de rotura engloba a fase de nucleação e iniciação de fenda e a fase de propagação, define-se o número de ciclos correspondente a cada fase. O

número de ciclos de rotura ( $N_r$ ) é a soma entre número de ciclos na fase de nucleação e iniciação de fenda ( $N_i$ ) e o número de ciclos na fase de propagação ( $N_p$ ). [22].

$$N_r = N_i + N_p \quad (2.1.2)$$

A relação estabelecida entre o número de ciclos de cada uma das fases dependerá do tipo de defeito inicial. Um defeito de dimensões reduzidas, apresenta uma vida útil mais extensa com uma fase de iniciação de fenda dominante em que o número de ciclos será mais elevado. Caso o defeito seja de grande dimensão, terá uma vida útil reduzida com baixo número de ciclos até à rotura, com uma fase de propagação de fenda dominante. A fase de propagação apresenta uma maior importância no processo de fadiga pelo facto de o controlo ser feito pela variação do factor de intensidade de tensão [23].

Existem duas possibilidades de propagação de fissuras por fadiga no que se refere ao número de ciclos, a fadiga pode ser de tipo oligocíclica, LCF (*“Low Cycle Fatigue”*), ou de tipo HCF (*“High Cycle Fatigue”*). Quando a fadiga é de tipo LCF, também designada por fadiga oligocíclica, as tensões aplicadas são de alto valor nominal, superiores à tensão de cedência do material, e capazes de provocar deformação plástica [23]. Na fadiga de tipo HCF, os valores de tensão actuantes são baixos e a deformação é de natureza elástica, sendo o número de ciclos à fadiga geralmente superior a  $10^4$  ciclos. O período de iniciação de fenda é dominante em HCF, representando cerca de 80% da vida à rotura de um componente, enquanto que a propagação de mesma ocupa grande parte da vida útil em LCF [24].

As filosofias de projecto actuais, que têm em consideração a Mecânica da Fractura e o processo de fadiga, estão divididas em três categorias diferentes: duração garantida (ou vida-segura, também denominada por *“safe life”*), ruptura controlada (denominada por *“fail safe”*), ou tolerância de dano (denominada por *“damage tolerance”*).

No método *“safe life”*, o objectivo é garantir que, para as condições de serviço a que a estrutura está sujeita, não ocorrerá fractura catastrófica do equipamento durante o período de vida útil definido e não serão necessárias reparações [13]. As desvantagens deste método relacionam-se com o sobredimensionamento do componente/estrutura, facto que implica o aumento do custo do projecto, de fabrico, assim como eventuais aumentos de custos de exploração, etc. Geralmente recorre-se a gráficos que caracterizam a tensão (curvas S-N) ou deformação (curvas  $\epsilon$ -N) do material em função do nº de ciclos à fadiga, determinados experimentalmente em corpos de prova isentos de defeito, e que relacionam a amplitude de tensão/deformação cíclica *versus* o número de ciclos até à ocorrência de falha. As tensões/deformações decorrentes dos carregamentos cíclicos aplicados à estrutura devem ser mantidas abaixo de certo nível considerado seguro para o correspondente número de ciclos [24].



O método “*fail safe*” considera a existência e a propagação de defeitos na estrutura. O objectivo principal passa por garantir que a estrutura continuará a servir o seu propósito ainda que se verifique a falha ou a disfunção da estrutura/componente. A filosofia “*fail safe design*” é baseada no uso de redundância estrutural, isto é, na existência de caminhos de carga tais que, no caso de ruptura de um componente, a carga por este suportada seja distribuída por outros, e sobretudo no conhecimento de leis de propagação de fractura, objecto dos estudos da Mecânica da Fractura [1].

Para além das filosofias apresentadas anteriormente, o projecto de estruturas ou de componentes mecânicos pode fazer-se por intermédio do método “*Damage tolerance*” ou tolerância de dano, o qual assume a existência e a propagação de defeitos no componente. Tendo em consideração a vida útil pretendida para o componente e a velocidade de crescimento dos defeitos, definem-se intervalos de inspecção e de reparação.

## 2.2. INTRODUÇÃO À MECÂNICA DA FRACTURA LINEAR ELÁSTICA E À MECÂNICA DA FRACTURA ELASTOPLÁSTICA

Existem duas abordagens na Mecânica da Fractura que podem ser utilizadas consoante as considerações físicas para o modelo em estudo: a Mecânica da Fractura Linear-Elástica (MFLE) e a Mecânica da Fractura Elasto-Plástica (MFEP).

A MFLE é aplicada nos casos em que a plastificação na zona da frente da fenda apresenta uma pequena dimensão, e o material envolvente apresenta um comportamento global linear-elástico. Neste caso, a superfície de fractura tem aspecto granular e brilhante, típico de uma falha por clivagem. O campo de tensões/deformações no material é influenciado pela espessura do componente assim como pela tensão de cedência do material, pelo valor de carregamento aplicado, entre outros.

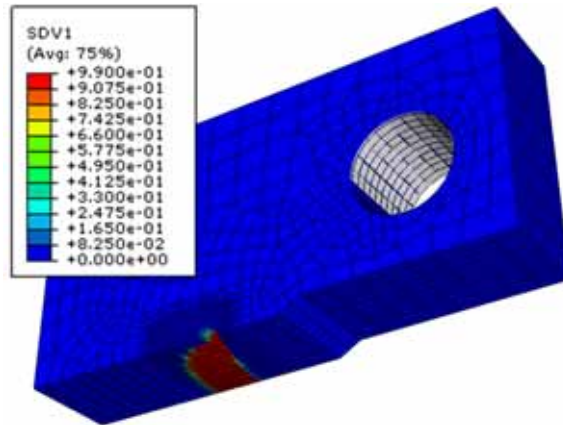
A MFEP é aplicada geralmente em casos em que a deformação plástica envolvida na propagação das fissuras é significativa. Para além do carregamento elevado, a espessura pode ser de reduzido valor relativamente às dimensões totais da estrutura/componente. Deste modo, devido ao alto grau de plastificação na zona de fenda, a fractura apresenta uma propagação de carácter dúctil. A superfície de fractura é fibrosa e baça.

Os parâmetros mais comuns relativos à Mecânica de Fractura, que controlam a progressão de fendas em componentes sujeitos à aplicação de forças externas, são o factor de intensidade de tensão  $K$  e o Integral  $J$ .

O factor de intensidade de tensão  $K$  é determinado a partir da intensidade da tensão nominal aplicada, tendo em consideração as dimensões do provete/componente, os factores geométricos de concentração de tensões e o comprimento da fissura presente numa estrutura/componente. A este valor de  $K$  está associado outro,  $K_C$  (tenacidade), o qual é um valor crítico do factor de intensidade de tensão que, quando atingido, determina a ocorrência de falha catastrófica [25]. A sua determinação segue normas descritas, por exemplo, pela *ASTM* (“*American Society for Testing and Materials*”) ou pela *BS* (“*British Standards*”). Por outras palavras, uma fenda torna-se instável e a fractura ocorre quando a energia associada ao incremento de extensão da falha é suficiente para superar a energia de superfície do material [13,26].

O outro parâmetro mencionado, o Integral  $J$ , baseia-se num método energético que idealiza a deformação elasto-plástica ocorrida em torno de um componente fissurado como de natureza não-linear elástica [27]. O Integral  $J$  representa um integral de contorno na extremidade da fenda, que começa numa das duas superfícies da fenda e termina na outra. Numericamente, este parâmetro equivale a  $G$ , a taxa de libertação de energia, para materiais linear-elásticos e é independente do caminho escolhido para o contorno. James R. Rice (1968) e Cherepanov (1967) introduziram a noção de Integral  $J$ , um integral de linha, de carácter energético, definido ao longo de um contorno arbitrário que limita a extremidade da fenda e se relaciona com a extensão virtual da mesma. Rice baseou-se no trabalho prévio de Eshelby (1970) e aplicou-o à Mecânica da Fractura [28]. Traduzindo o problema de deformação plástica num problema de elasticidade não-linear é possível, através do parâmetro  $J_C$ , determinar a falha do material. Mais tarde, Budiansky e Rice (1973) mostraram que o valor do Integral  $J$  era equivalente à taxa de libertação de energia do material para uma extensão do plano de falha [29]. O trabalho de Rice teria causado pouco impacto na altura, não fosse o desenvolvimento e investigação científica na área da energia nuclear, nos EUA nos anos 70. Tendo em conta algumas preocupações a nível de segurança, foi decidido recorrer ao projecto e construção de centrais energéticas nucleares com base em tecnologia recente bem como conhecimentos inovadores de Mecânica da Fractura [13]. Em 1972, Begley e Landes decidiram caracterizar a tenacidade à fractura de aços recorrendo ao método do Integral  $J$ . As suas experiências foram bem sucedidas e foi publicado um procedimento *standard* para o teste do Integral  $J$  em metais 10 anos mais tarde [30].

Para a determinação numérica destes parâmetros existem diversos métodos, entre eles, o Método dos Elementos Finitos (MEF) (fig.2.2-1), o Método dos Elementos de Fronteira e o Método das Diferenças Finitas..



**Fig. 2.2-1 - Exemplo de aplicação do método de elementos finitos a um modelo de provete CT [31].**

Existem diversos programas que implementam o MEF, tais como o ANSYS®, o ABAQUS®, o MARC®, o FINAS®, entre outros. Estes programas são adaptados a áreas distintas da engenharia, tais como a dinâmica de fluidos, a termodinâmica, a electrotecnia e a mecânica estrutural. A simulação computacional dos valores de  $K$  e Integral  $J$  em componentes com geometrias extremamente complexas é assim possível,

Finalmente, em 1961, Paris desenvolveu uma lei que relacionava o valor da gama do factor de intensidade de tensão com a velocidade de propagação de uma fenda em regime de tensão cíclico, ou seja, sob fadiga [32].

## 2.3. MODOS DE CARREGAMENTO

Considerando um sólido com uma fenda de tamanho arbitrário, submetido a um determinado carregamento, os valores de tensão induzidos na extremidade da fenda estão associados aos diferentes modos de abertura das fendas, nomeadamente: Modo I (abertura ou “*in-plane loading*”), Modo II (corte ou escorregamento ou “*in-plane sliding*”) e Modo III (rasgamento ou “*out-of-plane loading*”) (fig.2.3-1).

O modo I é caracterizado pela propagação das superfícies da fenda na direcção perpendicular ao plano do carregamento, devido às tensões normais de tracção induzidas na extremidade da fenda, enquanto que o modo II é caracterizado pela aplicação de um carregamento na direcção paralela à das superfícies da fenda, dando origem a tensões de corte na extremidade da fenda. O modo III é caracterizado aplicação de um carregamento de rasgamento, dando origem a tensões de corte na extremidade da fenda.

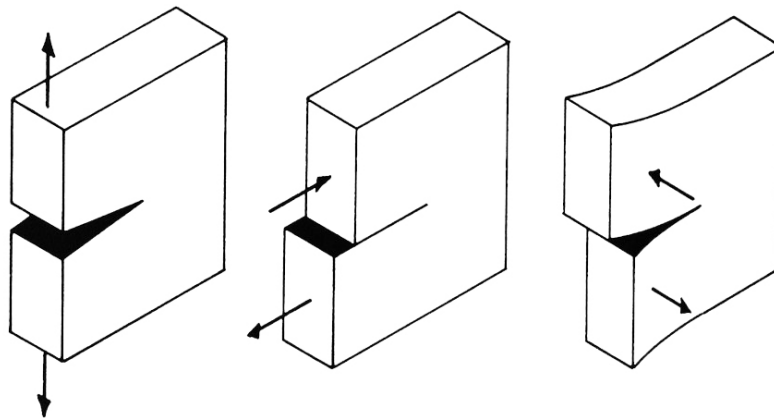


Fig. 2.3-1 - Modos de carregamento: (a) modo I (b) modo II (c) modo III [33]

O modo I de carregamento é o mais comum em aplicações práticas de engenharia, sendo também o mais estudado, em que a direcção de propagação da fenda é sempre perpendicular à direcção do carregamento aplicado. No entanto, é frequente a existência de carregamentos mistos, que combinam diferentes modos de propagação.

## 2.4. FACTOR DE INTENSIDADE DE TENSÃO

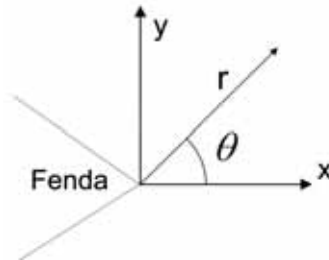
O factor de intensidade de tensão  $K$  é um parâmetro da Mecânica da Fractura que permite avaliar a intensidade do campo de tensões numa zona próxima da extremidade de uma fenda sob a acção de um carregamento.

A intensidade do valor de  $K$  depende de diversos factores, tais como a geometria do componente avaliado, a dimensão e localização da fenda, bem como a intensidade e o tipo de carregamento imposto.

É possível derivar uma expressão que estabelece a relação entre o campo de tensões e o factor de intensidade de tensão, para determinadas configurações de fenda sujeitas a forças externas. Westergaard, Irwin, Sneddon e Williams foram alguns dos primeiros autores a publicar soluções concretas no domínio da Mecânica da Fractura.

Assumindo um material isotrópico e com comportamento linear-elástico, e considerando um sistema global de coordenadas polares, a eq.(2.4.1) permite obter o nível de tensão num corpo fissurado (fig.2.4-1) [13].

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) + \sum_{m=0}^{\infty} A_m r^{\frac{m}{2}} g_{ij}^{(m)}(\theta) \quad (2.4.1)$$



**Fig. 2.4-1 - Sistema de coordenadas polares considerado na extremidade da fenda.**

onde  $r$  representa a distância à extremidade da fenda,  $\theta$  o ângulo da direcção de propagação da fenda em relação à horizontal e  $f_{ij}$  representa uma função de carácter adimensional em função de  $\theta$  que depende do carregamento aplicado e da geometria.

Na eq.(2.4.1) estão contemplados os termos de ordem superior, onde  $A_m$  representa a amplitude e  $g_{ij}^{(m)}$  é uma função adimensional de  $\theta$  para o  $m$ -ésimo termo da equação. Na extremidade da fenda, quando  $r \rightarrow 0$ , o termo principal tende para valores infinitos e os termos de ordem superior tendem para valores finitos ou para zero. Nesta zona, a solução apresentada contém um termo principal proporcional a  $1/\sqrt{r}$  e descreve um caso de

singularidade. Na realidade, os três modos de carregamento contêm uma singularidade na extremidade da fenda, de razão  $1/\sqrt{r}$ ; no entanto, os valores apresentados de  $K$  e  $f_{ij}(\theta)$  dependem do tipo de carregamento aplicado.

As expressões para os campos de tensão relativas aos modos I, II e III são especificadas seguidamente, contemplando estado plano-de-tensão e estado plano-de-deformação [13]. As soluções apresentadas foram inicialmente sugeridas por Irwin (1957) baseadas num método proposto por Westergaard (1939) [22].

Para modo I,

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[ 1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right] \quad (2.4.2a)$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[ 1 + \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right] \quad (2.4.2b)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \quad (2.4.2c)$$

$$\sigma_{zz} = \begin{cases} 0 & (\text{estado plano-de-tensão}) \\ \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) & (\text{estado plano-de-deformação}) \end{cases} \quad (2.4.2d)$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \quad (2.4.2e)$$

para modo II

$$\sigma_{xx} = -\frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[ 2 + \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right] \quad (2.4.3a)$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \quad (2.4.3b)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[ 1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right] \quad (2.4.3c)$$

$$\sigma_{zz} = \begin{cases} 0 & (\text{estado plano-de-tensão}) \\ \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) & (\text{estado plano-de-deformação}) \end{cases} \quad (2.4.3d)$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \quad (2.4.3e)$$

e para modo III

$$\tau_{xz} = -\frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (2.4.4a)$$

$$\tau_{yz} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (2.4.4b)$$

Para os diferentes modos de carregamento existem factores de intensidade de tensão para os quais é possível estabelecer uma relação com o valor de tensão associado a esse carregamento.

$$K_I = \lim_{r \rightarrow 0} \frac{\sqrt{2\pi r} \cdot \sigma_{ij}^{(I)}(r, \theta)}{f_{ij}^{(I)}(\theta)} = \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{2\pi r} \cdot \sigma_{yy}(r, \theta) \quad (2.4.5a)$$

$$K_{II} = \lim_{r \rightarrow 0} \frac{\sqrt{2\pi r} \cdot \sigma_{ij}^{(II)}(r, \theta)}{f_{ij}^{(II)}(\theta)} = \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{2\pi r} \cdot \tau_{xy}(r, \theta) \quad (2.4.5b)$$

$$K_{III} = \lim_{r \rightarrow 0} \frac{\sqrt{2\pi r} \cdot \sigma_{ij}^{(III)}(r, \theta)}{f_{ij}^{(III)}(\theta)} = \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{2\pi r} \cdot \tau_{yz}(r, \theta) \quad (2.4.5c)$$

Para as eqs.(2.4.2a e 2.4.2b), quando  $\theta = 0$ ,  $\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}$  e o plano de falha coincide com o plano principal de carregamento aplicado em modo I. Esta condição é apenas válida para zonas próximas da extremidade da fenda, onde a singularidade  $1/\sqrt{r}$  domina o campo de tensão existente [13].

Na fig.(2.4-2) é apresentada a relação entre  $\sigma_{yy}$ , a tensão normal ao plano da fenda em modo I e a distância ao limite de fenda. É fácil identificar que existe um domínio de validade para a singularidade, entendida como a zona onde as tensões aplicadas são superiores à tensão de cedência do material.

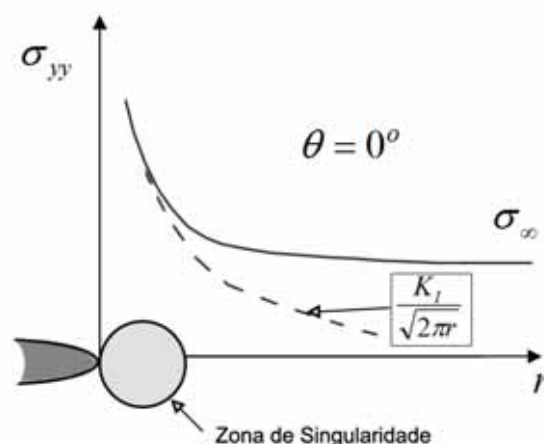


Fig. 2.4-2 - Tensão normal ao plano de fenda em Modo I [13].

As soluções existentes para a obtenção do valor de  $K$  são determinadas através do valor nominal do carregamento e da geometria do componente, para configurações simples e bem definidas, contemplando grande parte dos provetes regularmente utilizados em ensaios experimentais. Para casos mais complexos, recorre-se a métodos experimentais (extensometria, queda de potencial, fotoelasticidade) ou numéricos.

No caso geral, utiliza-se a eq.(2.4.6)

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.4.6)$$

onde  $Y$  é uma função adimensional, dependente da geometria e distribuição de carga,  $\sigma$  representa a tensão nominal aplicada e  $a$  o comprimento de fenda considerado.

O modo I de carregamento, sendo o mais estudado, apresenta soluções para os diversos tipos de provete de teste utilizados. Uma outra solução, equivalente à (2.4.6), apresenta uma forma genérica adaptável conforme o tipo de carregamento e geometria impostos e pode ser expressa da seguinte maneira [34]

$$K_I = \frac{P}{B\sqrt{W}} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (2.4.7)$$

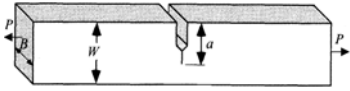
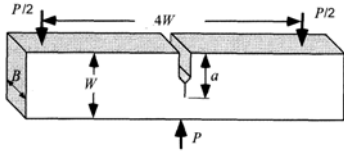
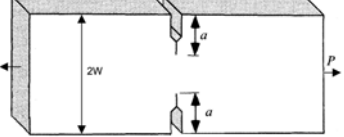
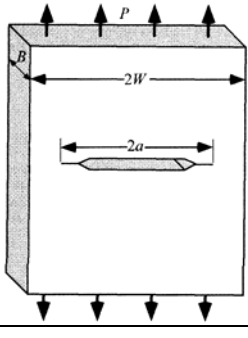
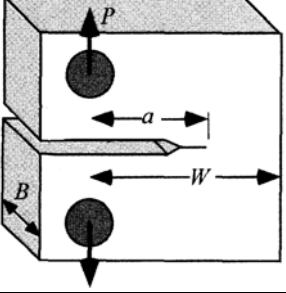
sendo  $P$  o valor nominal do carregamento aplicado,  $B$  a espessura do provete,  $W$  a largura útil do provete e  $a$  o comprimento característico da fenda. A função  $f\left(\frac{a}{W}\right)$  é adimensional e traduz as características geométricas e modo de carregamento do modelo analisado.

Na tabela 2.4-1 são apresentadas as soluções de  $f\left(\frac{a}{W}\right)$  para cada um dos provetes.

Na fig. (2.4-3) é também possível obter estes resultados por intermédio de um gráfico.



Tabela 2.4-1 - Soluções de KI para os provetes mais utilizados [13,34].

Geometria	$f\left(\frac{a}{W}\right)$
<b>Single Edged Notched Tension (SENT)</b> 	$\frac{\sqrt{2 \tan \frac{\pi a}{2W}}}{\cos \frac{\pi a}{2W}} \left[ 0,752 + 2,02 \left( \frac{a}{W} \right) + 0,37 \left( 1 - \sin \frac{\pi a}{2W} \right)^3 \right]$
<b>Single Edged Notched Bend (SENB)</b> 	$\frac{3 \frac{S}{W} \sqrt{\frac{a}{W}}}{2 \left( 1 + 2 \frac{a}{W} \right) \left( 1 - \frac{a}{W} \right)^{3/2}} \left\{ 1,99 - \frac{a}{W} \left( 1 - \frac{a}{W} \right) \left[ 2,15 - 3,93 \left( \frac{a}{W} \right) + 2,7 \left( \frac{a}{W} \right)^2 \right] \right\}$
<b>Center Cracked Tension (CCT)</b> 	$\sqrt{\frac{\pi a}{4W}} \sec \left( \frac{\pi a}{2W} \right) \left[ 1 - 0,025 \left( \frac{a}{W} \right)^2 + 0,06 \left( \frac{a}{W} \right)^4 \right]$
<b>Double Edge Notched Tension (DENT)</b> 	$\frac{\sqrt{\frac{\pi a}{2W}}}{\sqrt{1 - \frac{a}{W}}} \left[ 1,122 - 0,561 \left( \frac{a}{W} \right) - 0,205 \left( \frac{a}{W} \right)^2 + 0,471 \left( \frac{a}{W} \right)^3 + 0,190 \left( \frac{a}{W} \right)^4 \right]$
<b>Compact Tension (CT)</b> 	$\frac{2 + \frac{a}{W}}{\left( 1 - \frac{a}{W} \right)^{3/2}} \left[ 0,886 + 4,64 \left( \frac{a}{W} \right) - 13,32 \left( \frac{a}{W} \right)^2 + 14,72 \left( \frac{a}{W} \right)^3 - 5,60 \left( \frac{a}{W} \right)^4 \right]$

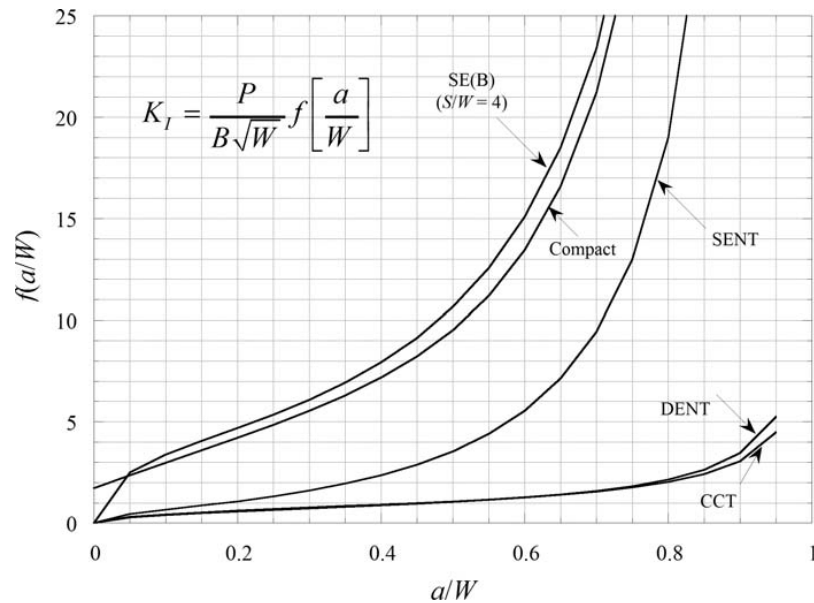
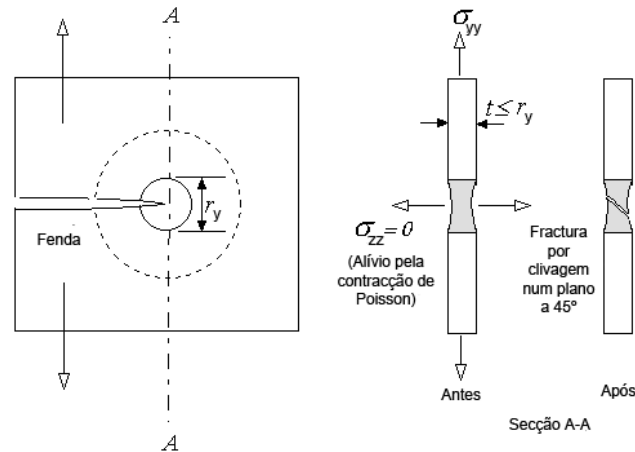


Fig. 2.4-3 - Gráfico para determinação do valor de  $f$  [13].

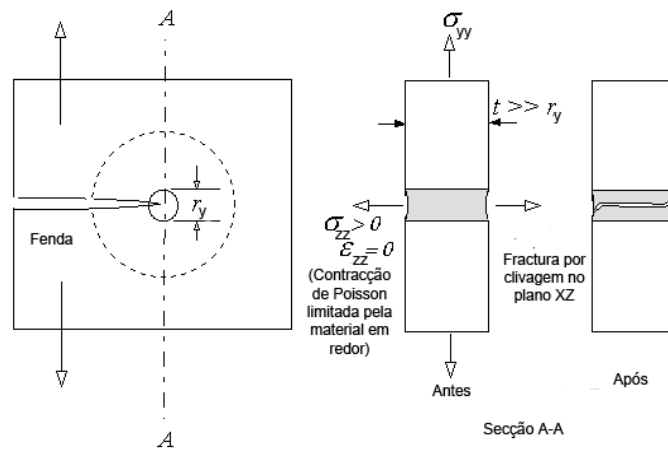
## 2.5. ESTADO PLANO DE DEFORMAÇÃO VS ESTADO PLANO DE TENSÃO

Um material pode apresentar um estado de tensão que influencie as suas propriedades mecânicas (p.e.: tenacidade) e o modo como uma fenda se pode propagar. Para o provete CT são considerados dois casos, o estado plano-de-deformação e o estado plano-de-tensão, onde o efeito da espessura tem um papel fundamental.

Para provetes espessos, ou seja, em estado plano de deformação e considerando modo I de carregamento, a superfície de fractura é tipicamente plana e normal à direcção de aplicação da carga. À superfície do provete costuma ocorrer fractura oblíqua, fenómeno designado por “*shear lips*”. Este fenómeno é comum em provetes de pequena espessura, a superfície de fractura é inteiramente ou quase inteiramente oblíqua, característica da fractura junto a superfícies livres(fig. 2.5-1) [1,35].



**Fig. 2.5-1 - Fractura em estado plano de tensão e dimensão da zona plástica [36].**



**Fig. 2.5-2 - Fractura em estado plano de deformação e dimensão da zona plástica [36]**

Geralmente, o estado plano-de-tensão é caracterizado pela ausência de tensão perpendicular à superfície do provete  $\sigma_{zz}$ ,

Para estado plano de deformação, existe um estado triaxial de tensões [13,22].

$$\begin{cases} \sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_{yy} = \sigma_{xx} \\ \sigma_3 = \sigma_{zz} = \nu(\sigma_{yy} + \sigma_{xx}) = 2\nu\sigma_{yy}, \varepsilon_{zz} = 0 \end{cases} \quad (2.5.1)$$

Este estado de tensão é característico em provetes com grande espessura. O material que se encontra na zona plástica deveria fluir livremente e contrair a direcção da espessura. No entanto, o material em redor, de natureza elástica, não é capaz de acompanhar esta contracção e observa-se um fenómeno de constrangimento plástico, estabelecendo ao mesmo tempo um estado triaxial de tensão.

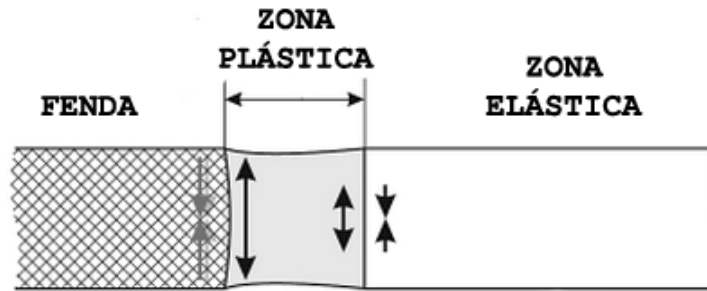


Fig. 2.5-3 - Efeito de triaxialidade de tensões em estado plano de deformação.

Os valores de  $\sigma_{yy}$  e  $\sigma_{zz}$  são da mesma ordem de grandeza logo as tensões de corte são baixas e a propagação da fenda tem direcção perpendicular à carga  $\sigma_{yy}$ . O crescimento da fenda é geralmente instável e o tipo de fractura é denominado por “clivagem”. No entanto, apesar do estado plano de deformação na zona interior de material, as superfícies livres do provete encontram-se em estado plano de tensão e a falha ocorre em planos a 45° (fig. 2.5-4) [13,35,36,37].

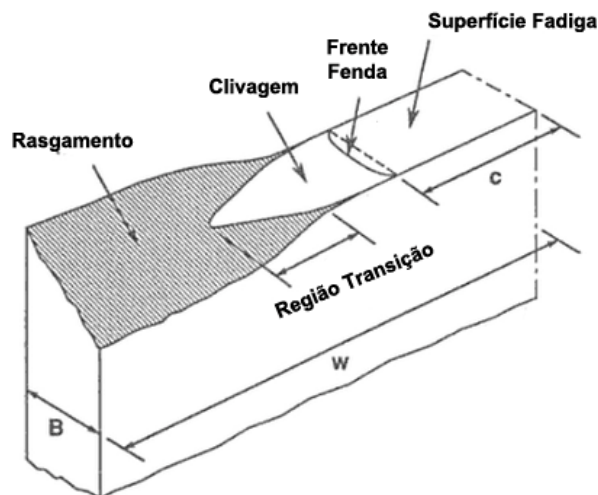


Fig. 2.5-4 - Rasgamento vs Clivagem [38].

A tenacidade, como foi anteriormente referido, é uma das propriedades do material que varia em função da espessura da peça, atingindo para modo I um valor mínimo para espessuras elevadas (fig.2.5-5). Na primeira zona do gráfico verifica-se que a energia necessária para produzir fractura é mais elevada, pois grande parte é utilizada na deformação do material. Em estado plano de tensão o valor de tenacidade à fractura é máximo em modo I. Quando a espessura é muito elevada, o material apresenta um comportamento maioritariamente frágil.

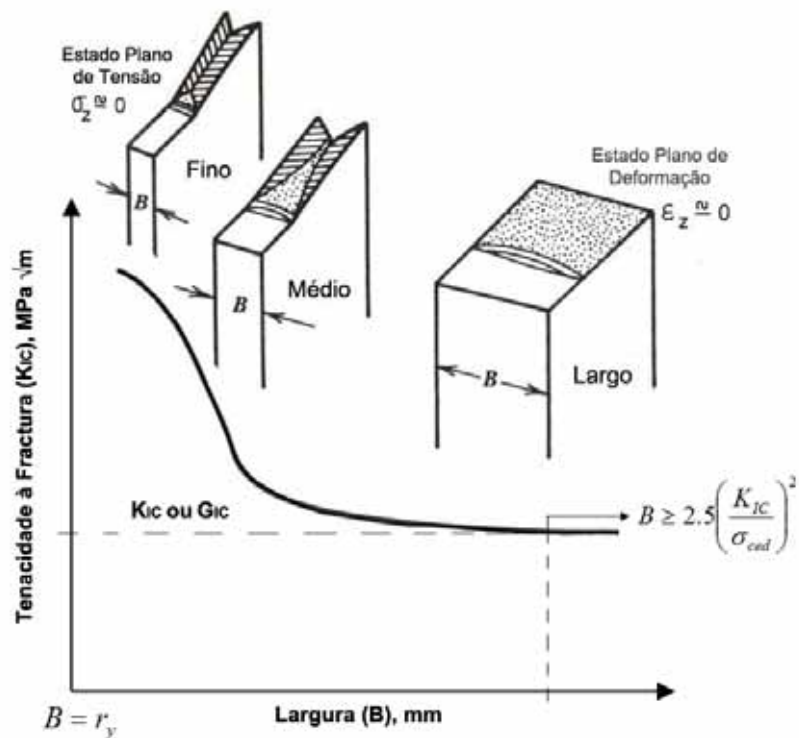


Fig. 2.5-5 - Dependência da tenacidade e da orientação da superfície de fractura com a espessura [39].

## 2.6. A PLASTIFICAÇÃO NA EXTREMIDADE DA FENDA

Existem diversos modelos que permitem quantificar o grau de plastificação na extremidade da fenda e definir se se trata de um estado plano-de-tensão ou de deformação. Entre estes existem o modelo tradicional de Irwin e os modelos de Tresca e Von Mises, que serão seguidamente abordados.

### 2.6.1. O MODELO DE IRWIN

Teoricamente, de acordo com as soluções puramente elásticas, o nível de tensão na extremidade da fenda pode atingir valores infinitos devido à singularidade existente, o que irá provocar a cedência do material. Isto traduz-se num efeito de plastificação na zona junto à fenda, que poderá influenciar o processo de fractura do material. Para a aplicação em casos reais, Irwin (1957) apresentou um modelo para estimar o tamanho da zona plástica à frente da fenda [13,35].

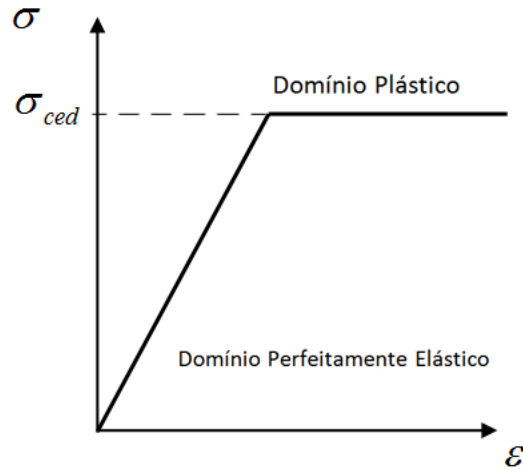


Fig. 2.6.1-1 - Gráfico  $\sigma$ - $\epsilon$  de material plástico perfeitamente-elástico.

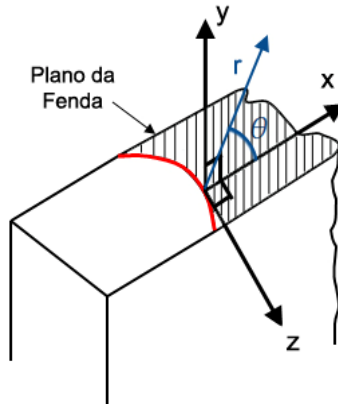


Fig. 2.6.1-2 - Plano da fenda.

Considerando a tensão local actuante no plano da fenda e com a mesma direcção de propagação ( $\theta = 0$ ), a não-ocorrência de plastificação é dada por [35]

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \leq \sigma_{ced} \quad (2.6.1.1)$$

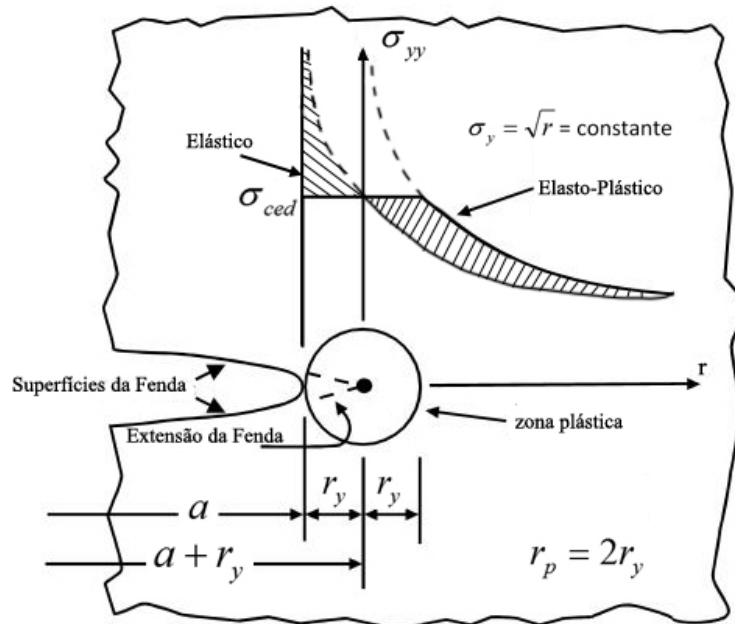
Sendo possível, para a condição de estado plano-de-tensão, determinar o raio da zona plástica resolvendo a equação (2.6.1.1) em ordem a  $r$ , considerando que  $\sigma_{yy} = \sigma_{ced}$  [13,35,40]

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_I^2}{\sigma_{ced}^2} \right) \quad (2.6.1.2a)$$

Para condições de estado plano-de-deformação, onde o estado de tensões triaxiais restringe o campo de tensão, o raio da zona plástica é dado por [13,41]

$$r_y = \frac{1}{6\pi} \left( \frac{K_I^2}{\sigma_{ced}^2} \right) \quad (2.6.1.2b)$$

Durante o processo de plastificação, ocorre uma redistribuição do campo de tensões estabelecendo um novo equilíbrio, uma vez que a tensão elástica existente anteriormente na extremidade da fenda é substituída por um valor de tensão constante que não pode ser ultrapassado (fig. 2.6.1-3). As áreas a sombreado da figura ilustram a tensão que irá ser redistribuída com o aumento da dimensão da zona de influência. Desta maneira, a zona plástica irá acomodar todas as solicitações a que a fenda está sujeita, onde  $r_p = 2r_y$ . Esta é uma correcção feita à dimensão da fenda plastificada e deve ser aplicada quando o grau de plasticidade é extenso [35].



**Fig. 2.6.1-3 - Estimativas de primeira e segunda ordem do raio da zona plástica [40].**

O comprimento efectivo de fenda foi outro conceito introduzido por Irwin e corresponde ao comprimento da fenda somado com a dimensão da zona plástica  $r_y$  [13].

$$a_{eff} = a + r_y \quad (2.6.1.4)$$

O valor de  $K_{eff}$  é calculado através da expressão

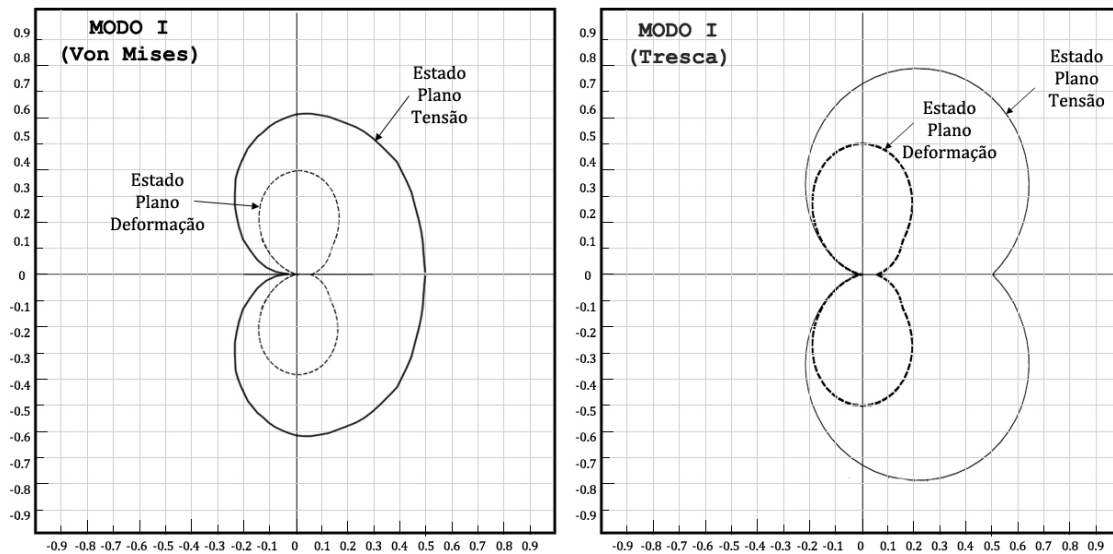
$$K_{eff} = Y(a_{eff}) \sigma \sqrt{\pi a_{eff}} \quad (2.6.1.5)$$

O procedimento é de carácter iterativo. Inicialmente é calculado um valor de  $K$  sem recorrer ao factor de correcção plástico, seguidamente é calculado o valor de  $a_{eff}$ , através da determinação de  $r_y$  segundo as eq.(2.6.1.2a) ou (2.6.1.2b) e (2.6.1.4). Por último, é calculado o valor de  $K_{eff}$  finalizando uma etapa da iteração. O processo é repetido até o resultado convergir.

## 2.6.2. A FORMA DA ZONA PLÁSTICA

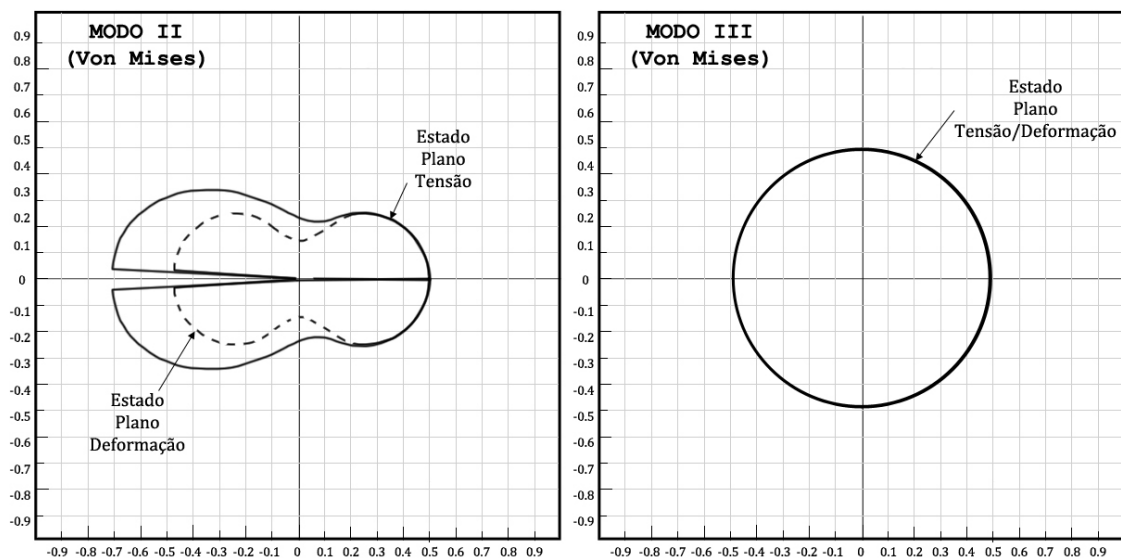
O estado de tensão na zona da extremidade da fenda é tridimensional e pode ser determinado de acordo com diferentes critérios (por exemplo, Von-Mises ou Tresca). A fronteira da zona plástica pode ser descrita como uma função de  $\theta$  para estado plano de tensão ou estado plano de deformação.

Na figura seguinte são apresentadas diferentes configurações da zona plástica para os diferentes modos de carregamento. É facilmente observável a diferença na dimensão para os modos I e II entre o estado plano de deformação e estado plano de tensão, onde o efeito de triaxialidade de tensões limita o processo de escoamento do material [13].

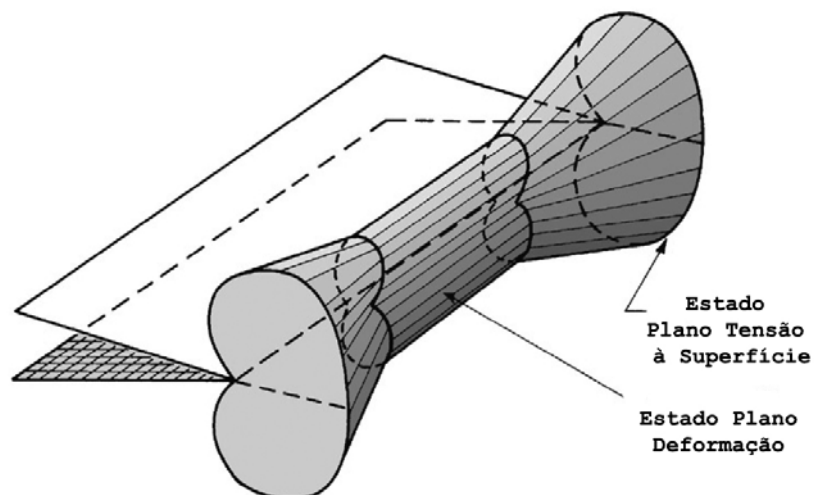


**Fig. 2.6.2-1 - Configuração geométrica da zona plástica na extremidade da fenda para modo I segundo: (a) Von Mises (b) Tresca. ( $\nu = 1/3$ ).**





**Fig. 2.6.2-2 - Configuração geométrica da zona plástica na extremidade da fenda segundo Von Mises para: (a) modo II (b) modo III. ( $\nu = 1/3$ ).**



**Fig. 2.6.2-3 - Representação tridimensional da zona plástica para modo I de carregamento segundo o critério de Von Mises [1].**

### 2.6.2.1. CRITÉRIO DE VON MISES

O critério de Von Mises relaciona as tensões principais e respectivas direcções através da seguinte relação matemática [42]

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 2\sigma_{ced}^2 \quad (2.6.2.1)$$

e

$$\sigma_1, \sigma_2 = \frac{\sigma_{xx} + \sigma_{yy}}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{\sigma_{xx} - \sigma_{yy}}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2} \quad (2.6.2.2)$$

As tensões principais relativas ao campo de tensão dadas por [42]

$$\sigma_1 = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2}\right) \quad (2.6.2.3)$$

$$\sigma_2 = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2}\right) \quad (2.6.2.4)$$

$$\sigma_3 = 0 \quad (2.6.2.5a)$$

$$\sigma_3 = \frac{2\nu K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \quad (2.6.2.5b)$$

Resolvendo a eq.(2.6.2.1) com recurso às expressões anteriores obtém-se o critério de Von Mises [42]

$$\frac{K_I^2}{2\pi r} \left[ \frac{3}{2} \sin^2 \theta + h(1 + \cos \theta) \right] = 2\sigma_{ced}^2 \quad (2.6.2.6)$$

e, resolvendo-o novamente em ordem a  $r$ , o raio da zona plástica é dado pela eq.(2.6.2.7)

$$r = \frac{1}{4\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{ced}} \right)^2 \left[ \frac{3}{2} \sin^2 \theta + h(1 + \cos \theta) \right] \quad (2.6.2.7)$$

onde  $h = 1$  para estado plano de tensão e  $h = (1 - 2\nu)^2$  para estado plano de deformação.

Considerando que  $\theta = 0$ , o raio da zona plástica ao longo do eixo  $x$  é dado por

$$r = \frac{h}{2\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{ced}} \right)^2 = \frac{ha}{2} \left( \frac{\sigma}{\sigma_{ced}} \right)^2 \quad (2.6.2.8)$$

Ao longo do eixo  $x$  ( $\theta = 0$ ) o valor de  $r(\theta)$  para estado plano de deformação é muito inferior ao do estado plano de tensão. Assumindo  $\nu = 0.3$

$$r(\theta = 0)_{EPD} = \frac{1}{9} r(\theta = 0)_{EPT} \quad (2.6.2.9)$$

McClintock e Irwin utilizaram o critério de Von Mises para determinar a forma da zona plástica para modos II e III (fig.2.6.2-2) [42].

### 2.6.2.2. CRITÉRIO DE TRESCA

O critério de Tresca baseia-se na Teoria da Tensão de Corte Máxima e é também denominado de Critério da Tensão Principal Máxima. Esta prevê a ocorrência de escoamento do material quando o valor de tensão de corte máxima atingir metade do valor de tensão de cedência num teste uniaxial. Estabelecendo uma analogia com o círculo de Mohr [42]

$$\tau_{max} = \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3) = \frac{1}{2}\sigma_{ced} \quad (2.6.2.10)$$

As condições variam segundo o estado de tensão

$$\sigma_1 = \sigma_{ced} \text{ para estado plano de tensão} \quad (2.6.2.11)$$

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_{ced} \text{ ou } \sigma_1 - \sigma_2 = \sigma_{ced} \text{ para estado plano de deformação} \quad (2.6.2.12)$$

Substituindo as tensões nas eq.(2.6.2.3 a 2.6.2.5b) em (2.6.2.12) obtém-se o valor da tensão de cedência para o cálculo do raio da zona plástica segundo o critério de Tresca [42]

$$r = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_I^2}{\sigma_{ced}^2} \right) \left[ \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 + \sin \frac{\theta}{2} \right) \right] \text{ para estado plano de tensão} \quad (2.6.2.13)$$

$$r = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_I^2}{\sigma_{ced}^2} \right) \cos^2 \frac{\theta}{2} \text{ para estado plano de deformação} \quad (2.6.2.14)$$

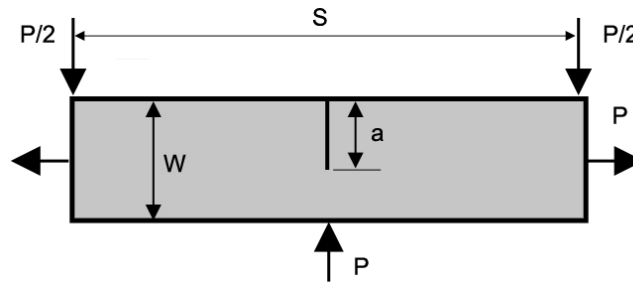
Em ambos os critérios a zona plástica relativa ao estado plano de deformação é largamente inferior ao estado plano de tensão. Existe no entanto, um erro associado à limitação do valor de tensão na zona plástica à tensão de cedência, uma vez que o material em redor terá que compensar o carregamento extra que é aplicado.

## 2.7. PRINCÍPIO DA SOBREPOSIÇÃO

O princípio da sobreposição estabelece que, para materiais linearmente elásticos, o efeito decorrente da aplicação de dois valores de tensão segundo uma direcção  $x$  é igual à sua soma segundo um valor de tensão resultante  $\sigma_{xx}$ . No entanto, uma componente de tensão normal não pode ser somada a uma componente de tensão de corte. O mesmo acontece para os factores de intensidade de tensão; considerando que o modo de carregamento aplicado se mantém ( $K_I$ ), as diferentes componentes podem ser somadas [13].

$$K_I^{(total)} = K_I^A + K_I^B + K_I^C \quad (2.7.1)$$

Este princípio permite resolver casos complexos com base em soluções referentes a casos mais simples. Exemplificando, considere-se um provete SEN (“*Single Edged Notched Specimen*”), sujeito a um carregamento axial  $P_m$  e a um carregamento de flexão em três pontos  $P_b$ . Cada um traduz condições de carregamento em modo I, pelo que os valores dos factores de intensidade de tensão podem ser somados para obter o valor de  $K$  resultante (equação 2.7.2).



**Fig. 2.7-1 - Provete SENT sujeito a carregamento axial e flexão em três pontos.**

$$K_I^{(total)} = K_I^{(axial)} + K_I^{(flexão)}$$

$$K_I^{(total)} = \frac{1}{B\sqrt{W}} \left[ P_m f_m \left( \frac{a}{W} \right) + P_b f_b \left( \frac{a}{W} \right) \right] \quad (2.7.2)$$

em que os índices m e b se referem a carregamento de membrana/axial e de flexão, respectivamente.

## 2.8. INTEGRAL J

O conceito de Integral  $J$  foi inicialmente introduzido por Cherepanov (1967) e Rice (1968) como um novo parâmetro aplicável à Mecânica da Fractura para avaliar campos de tensão próximos de uma fenda para materiais lineares ou não-lineares elásticos [43,44]. É um integral de linha, de carácter energético, formulado inicialmente por Eshelby (1951), pressupondo comportamento elástico não-linear [45].

O Integral  $J$  é um integral de linha, ou de contorno, através do qual é possível caracterizar um campo de tensões e deformações localizado na vizinhança de uma fenda (fig.2.8-1). Este é definido em torno da extremidade de uma fenda, no sentido positivo (anti-horário), começando na superfície inferior da fenda, estendendo-se ao longo de um contorno bem

definido até à superfície superior da fenda; isto considerando que ambas as superfícies da fenda são planas e se encontram livres de tracção.

Uma das particularidades deste integral relaciona-se com a independência de contorno para as seguintes condições [28,46]:

- processos independentes do tempo, excluindo efeitos dinâmicos associados com acelerações e produção de energia cinética;
- ausência de forças de corpo;
- ausência de tensões térmicas induzidas;
- ausência de forças de tracção nas faces da fenda;
- material elástico homogéneo.

Prova-se então que o valor de  $J$  é sempre o mesmo para qualquer contorno que circunde um furo ou uma fenda. Este valor é também idêntico à taxa de libertação de energia de um sólido,  $G$ , com comportamento elástico não-linear para qualquer extensão do plano de falha [47].

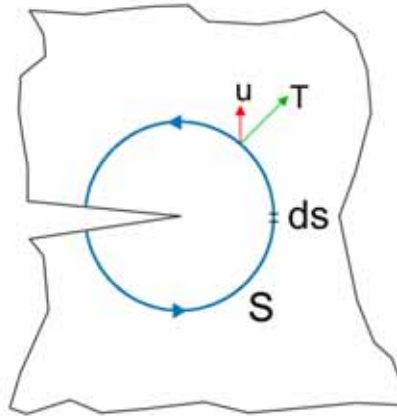
$$J = G = -\frac{dU}{da} \quad (2.8.1)$$

$G$  representa a taxa de libertação de energia,  $U$  a energia elástica de deformação e  $da$  representa o incremento da extensão da fenda.

Considerando um contorno arbitrário  $\Gamma$ , percorrido no sentido anti-horário, em torno da fenda, o Integral  $J$  pode ser definido pela eq.(2.8.2) [44]

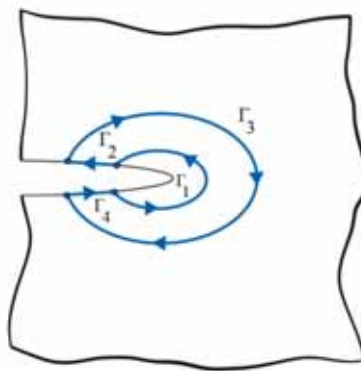
$$J = \int_{\Gamma} W \cdot dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \quad (2.8.2)$$

$\Gamma$  representa um contorno definido em torno da extremidade da fenda em sentido directo,  $W$  representa a densidade de energia de deformação ou trabalho de deformação por unidade de volume,  $T_i$  é o vector de tracção que contém as componentes cartesianas do tensor das tensões com sentido para o exterior e normal ao contorno escolhido ( $T_i = \sigma_{ij} \cdot n_j$ ),  $u$  representa o vector deslocamento e  $ds$  um elemento do contorno.



**Fig. 2.8-1 - Representação do Integral  $J$  numa extremidade de fenda.**

A independência de contorno do integral é ilustrada através da fig.(2.8-2).



**Fig. 2.8-2 - Independência do contorno do integral  $J$  [13].**

A propagação da fenda ocorre quando a taxa crítica de libertação de energia de deformação  $G_C$  é atingida, ou seja, quando o valor crítico do factor de intensidade de tensão na ponta da fenda é atingido [25]

Por outro lado, existem variáveis que contribuem para definir o grau e dimensão de plastificação na extremidade da fenda tais como o comprimento de fenda ou a espessura do provete utilizado. Considera-se que, num provete de espessura finita, qualquer um dos modos I ou III pode ser dominante mas, se um carregamento em modo II for aplicado, um movimento da fenda poderia ocorrer fora do plano tangente original, violando a ideia de um crescimento codireccional [46]. Para carregamentos multi-axiais a direcção de propagação da fenda não é fácil de prever e existem critérios tais como o da densidade de energia de deformação ou da tensão tangencial máxima que podem ser utilizados para fazer essa determinação.

## 2.9. RELAÇÃO ENTRE K E J

Assumindo que o material é homogêneo, isotrópico e linearmente elástico, o valor do integral  $J$  está associado ao valor de  $K$  para os modos I, II e III. Para estado plano-de-deformação

$$J_I = K_I^2 \left( \frac{1-\nu^2}{E} \right) \quad (2.9.1a)$$

$$J_{II} = K_{II}^2 \left( \frac{1-\nu^2}{E} \right) \quad (2.9.1b)$$

e para estado plano de tensão

$$J_I = K_I^2 \left( \frac{1}{E} \right) \quad (2.9.1c)$$

$$J_{II} = K_{II}^2 \left( \frac{1}{E} \right) \quad (2.9.1d)$$

Para modo III de carregamento, a relação é igual para estado plano-de-tensão e para estado plano-de-deformação, podendo ser obtida através da eq.(2.9.1e)

$$J_{III} = K_{III}^2 \left( \frac{1}{2G} \right) = K_{III}^2 \left( \frac{1+\nu}{E} \right); G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (2.9.1e)$$

Para um modo misto de carregamento, o valor de  $J$  total contempla os valores correspondentes a cada um dos modos. O valor de  $J$ , que na prática corresponde ao valor da taxa de libertação de energia  $G$ , é uma quantidade escalar. Nesse caso, as parcelas são aditivas e, para estado plano-de-deformação, obtém-se

$$J = \left( K_I^2 + K_{II}^2 \right) \left( \frac{1-\nu^2}{E} \right) + K_{III}^2 \left( \frac{1+\nu}{E} \right) \quad (2.9.2a)$$

e para estado plano-de-tensão

$$J = \left( K_I^2 + K_{II}^2 \right) \left( \frac{1}{E} \right) + K_{III}^2 \left( \frac{1+\nu}{E} \right) \quad (2.9.2b)$$

O factor de intensidade de tensão crítico para modo I é o mais comum em aplicações práticas de engenharia. Existe também uma relação entre este valor da tenacidade à fractura e os factores de intensidade de tensão correspondentes aos três modos de carregamento para estado plano de tensão, como se verifica na eq.(2.9.2a)

$$K_{IC}^2 = K_I^2 + K_{II}^2 + \frac{E}{2G} K_{III}^2 \quad (2.9.3a)$$

e para estado plano-de-deformação, na eq.(2.14.2b)

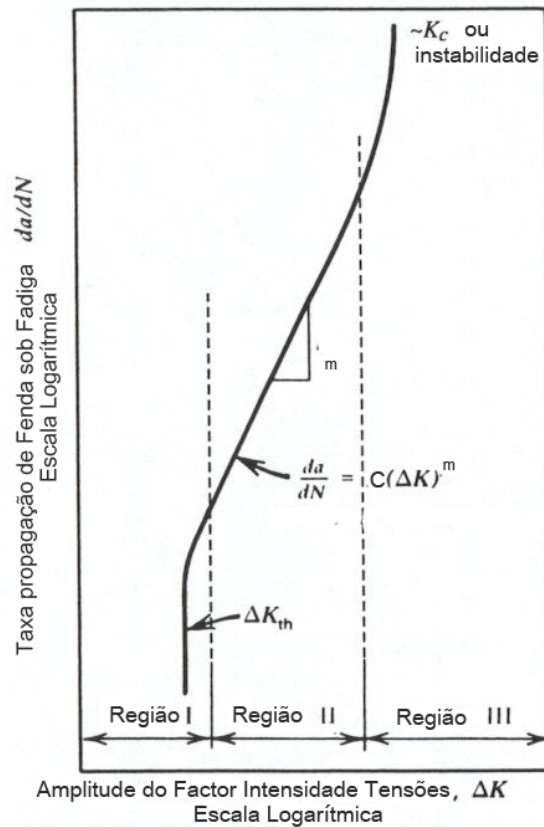
$$K_{IC}^2 = K_I^2 + K_{II}^2 + \frac{E}{2G(1-\nu^2)} K_{III}^2 \quad (2.9.3b)$$



## 2.10. PROPAGAÇÃO DE FENDAS POR FADIGA

Por volta dos anos 60 do séc. XX, Paris demonstrou que a Mecânica da Fractura é uma ferramenta útil para a caracterização da propagação de fendas por fadiga. Desde então, a aplicação de conhecimentos da Mecânica da Fractura para prever casos de fadiga tem sido prática comum, apesar das muitas questões e incertezas científicas em torno desta questão [13]. Para casos em que a amplitude de tensão de fadiga é constante e sob condições de pequena deformação plástica na zona da fenda, os procedimentos para a determinação da vida útil estão bem estabelecidos. No entanto, quando a amplitude de tensão é variável e o nível de plasticidade é elevado, existe dificuldade em prever o comportamento do material e não existem procedimentos concretos, principalmente se forem considerados os históricos de carga.

Quando uma variação de tensão  $\Delta\sigma = (\sigma_{max} - \sigma_{min})$  é aplicada numa estrutura fissurada, a ocorrência de fractura por fadiga é possível a níveis muito inferiores ao da tensão de cedência do material. Do mesmo modo, a variação do factor de intensidade de tensão  $\Delta K = (K_{max} - K_{min})$  pode ser bem inferior ao valor de  $K_{crit}$ . A taxa de propagação da fenda por fadiga apresenta uma correlação com o factor de intensidade de tensão uma vez que este é um parâmetro que define completamente as condições na extremidade da fenda. Na figura (2.10-1) é apresentado um gráfico logarítmico que ilustra o comportamento típico de propagação de fendas por fadiga em metais e se divide em três zonas distintas: limiar de propagação (região I) ou “threshold”, propagação estável de fenda (região II) e propagação instável da fenda (região III).



**Fig. 2.10-1 - Gráfico logarítmico que traduz o comportamento típico de propagação de fenda sob fadiga em materiais metálicos [39].**

No diagrama normalmente figuram valores de  $da/dN$  compreendidos entre  $10^{-7}$  e  $10^{-2}$  mm/ciclo [1].

Em regime II, para valores intermédios de  $\Delta K$ , a curva apresenta um comportamento linear e pode ser descrita pela lei de Paris [35]

$$\frac{da}{dN} = C\Delta K^m, \Delta K_{th} < \Delta K < K_{IC} \quad (2.10.1)$$

onde  $C$  e  $m$  são constantes determinadas experimentalmente, que dependem do material, do ambiente envolvente, da temperatura, da frequência e do rácio entre a tensão mínima e a tensão máxima [1]. O valor sugerido para o expoente  $m$  varia entre 2 a 4 para grande parte dos metais, na ausência de ambientes corrosivos [13].

A previsão quantitativa da vida residual de um material é feita com recurso à equação anterior da qual resulta [35]

$$\int_0^{N_f} dN = \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{C\Delta K^m} \quad (2.10.2)$$

o valor de  $\Delta K$  é obtido com recurso à equação geral

$$\Delta K = Y\Delta\sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.10.3)$$

obtém-se [35]

$$N_f = \begin{cases} \frac{2a_0}{(m-2)C(\Delta K_0)^m} \left[ 1 - \left( \frac{a_0}{a_f} \right)^{m/2-1} \right], m \neq 2 \\ \frac{a_0}{C(\Delta K_0)^2} \ln \left( \frac{a_f}{a_0} \right), m = 2 \end{cases} \quad (2.10.4)$$

Para casos em que o grau de plastificação na extremidade da fenda é maior, e no intuito de estudar o regime III com maior detalhe, Dowling e Begley aplicaram o integral  $J$  à lei de Paris [13,35].

$$\frac{da}{dN} = C\Delta J^m \quad (2.10.5)$$

## 2.11. CARREGAMENTOS PROPORCIONAIS E NÃO-PROPORCIONAIS

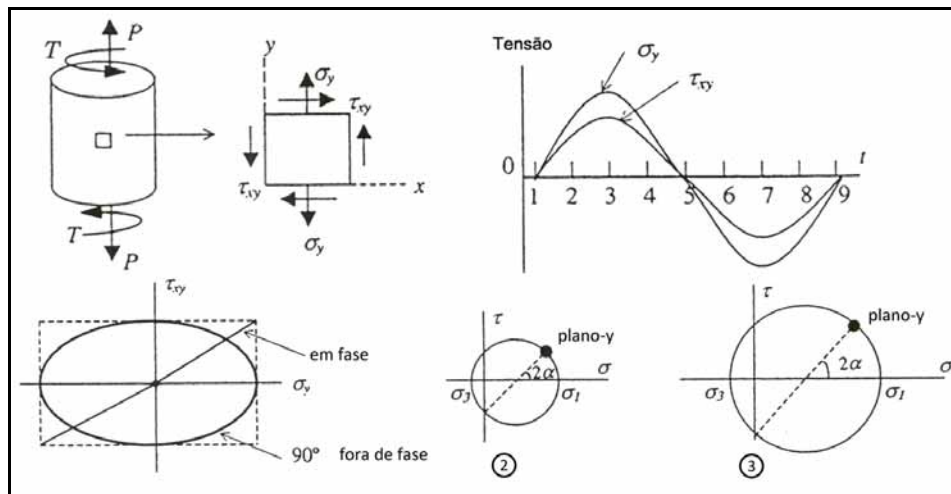
Para carregamentos cíclicos existem duas variáveis, geralmente dependentes do tempo, que permitem caracterizar os carregamentos como *proporcionais* ou *não-proporcionais*, a orientação dos eixos principais de tensão e a intensidade da mesma. Estas variáveis provocam alterações significativas no campo de tensão caracterizado através do círculo de *Mohr*. A variação da intensidade do carregamento aplicado é equivalente à amplitude de carregamento cíclico e faz variar a dimensão do Círculo de *Mohr*. Por outro lado, a orientação dos eixos das tensões principais desempenha um papel de extrema importância na fadiga multiaxial.

A proporcionalidade está associada aos mecanismos de dano à fadiga que resultam num incremento do encruamento, causada pela deformação plástica cíclica, ao longo dos múltiplos sistemas de escorregamento da estrutura do material [48]. Um carregamento *proporcional* está geralmente associado a uma história de deformação com orientação fixa dos eixos principais associados com as componentes alternadas da deformação. Para um carregamento *não-proporcional*, ocorre geralmente alteração dos eixos principais no tempo. Apenas as

deformações alternadas ou cíclicas são consideradas, dado que as deformações estáticas não influenciam a direcção de reversão ao corte [48].

Consideram-se dois exemplos típicos de carregamento, proporcional (fig.2.11-1) e não-proporcional (fig.2.11-2), sob carregamento combinado de tracção axial e torsão. São também apresentados, sob a forma do círculo do Mohr, os dois casos de estado de tensão-deformação.

Para o primeiro caso, os máximos e mínimos de tensão axial e torsional ocorrem em simultâneo, ou seja, os carregamentos estão em fase. Do mesmo modo, a orientação dos eixos em relação à tensão principal mantém-se fixa ao longo de toda a trajectória de carregamento, o ângulo  $2\alpha$  permanece constante.



**Fig. 2.11-1 - Carregamento Proporcional [48].**

No segundo caso os carregamentos são aplicados fora de fase, com desfasamento. O caminho de carregamento é, ao contrário do caso anterior (circunferência centrada na origem), uma elipse, pois o rácio entre a tensão axial  $\sigma_y$  e a torsão  $\tau_{xy}$  varia continuamente ao longo do ciclo. A orientação das tensões principais altera-se constantemente de acordo com os eixos de carregamento.

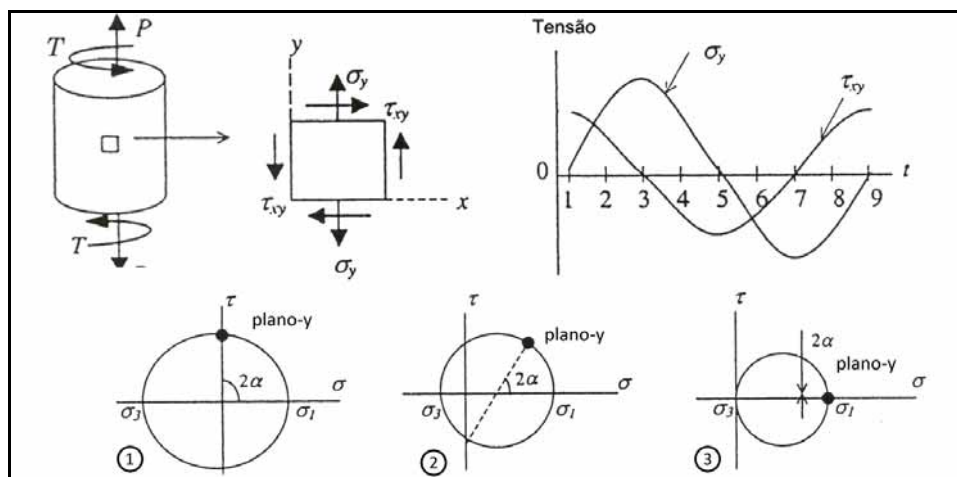


Fig. 2.11-2 - Carregamento não-proporcional [48].

A abordagem tradicional para o projecto de componentes é denominada por *tensão-deformação equivalente* onde as variáveis referentes ao carregamento multiaxial são utilizadas para o cálculo de uma tensão ou deformação equivalente e posteriormente sujeitas a uma análise no domínio uniaxial.

Existem outras abordagens tal como a avaliação do *plano crítico*, que quantifica o dano acumulado em determinadas direcções e planos. Outra possível abordagem é pelo critério de *Tresca* ou pelo critério de *Von Mises*. A vantagem é a utilização de dados relativos à fadiga uniaxial em situações de fadiga multiaxial.

Uma hipótese de carregamento mais severa, que solicita maior número de planos cristalográficos do provete e submete o material a um regime mais intenso de fadiga, está apresentada na fig.(2.11-3). O carregamento é composto por uma tensão axial e uma torsão cíclicas com rácios equivalentes entre a componente normal e de corte.

Um carregamento em fase será sempre proporcional. Um carregamento desfasado poderá ser ou não proporcional. O ângulo de fase dos carregamentos influencia certamente a magnitude das extensões principais, uma vez que um carregamento combinado de tensão-torsão e desfasado solicita todos os planos à mesma gama de extensão de corte principal sendo que um destes será sujeito à extensão normal máxima.

Se a trajectória de carregamento resultante for um único ponto ou linha recta, a história de carga é proporcional (casos 0 e 5), caso contrário é não-proporcional (casos 1-4 e 6-13).

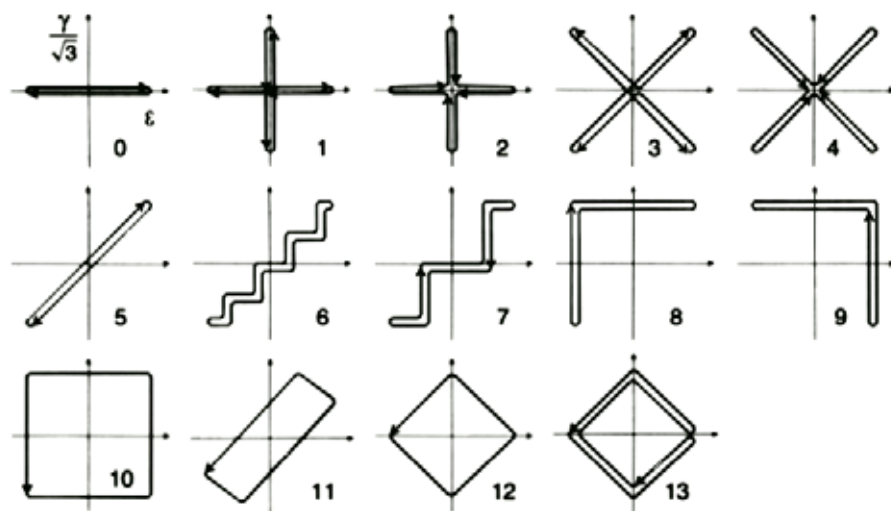


Fig. 2.11-3 - Exemplos de diferentes trajectórias de carregamento [48].

## 2.12. TEORIAS DE PREVISÃO EM FADIGA MULTIAXIAL:

### PLANO CRÍTICO

As abordagens feitas pela Mecânica da Fractura consideram, muitas vezes, casos simples de engenharia em que predomina a falha por fadiga de componentes sob carregamento uniaxial, um conceito já largamente estudado e testado. No entanto, diversos estudos são conduzidos em áreas como a da energia, a automóvel e a aeroespacial ou aeronáutica com o intuito de explorar novos casos. O conhecimento de factores como a orientação dos planos de iniciação da fenda e a vida à fadiga de um componente podem garantir a segurança do mesmo.

Em casos reais de engenharia, o estado de tensão cíclica multiaxial é frequente, nomeadamente em eixos rotativos, dispositivos de ligação, placas de reservatórios de pressão, cambotas e componentes de automóveis ou aviões. Isto compreende dois princípios, a possibilidade de alteração das direcções das tensões principais durante um ciclo de carregamento e a proporcionalidade entre estas.

Por outro lado, o estado de tensão que ocorre em entalhes e zonas de extremidade de fenda pode não ser necessariamente equivalente ao que ocorre no corpo principal do componente.

Os estados de tensão e deformação num ponto são então dados por seis componentes de tensão e seis componentes de deformação, actuando aos pares em cada um dos planos ortogonais  $x, y$  e  $z$ . É importante referir que na análise de fadiga interessa conhecer a

intensidade e a direcção em regiões críticas do componente, recorrendo-se muitas vezes às tensões principais.

Os valores máximos de tensão normal ou de corte ocorrem para determinados planos embora outros também sofram grande solicitação. Uma tensão de corte está sempre presente em cada um dos planos de tensão, à excepção do plano de carregamento.

É frequente a utilização de modelos que traduzem carregamentos multiaxiais complexos num carregamento uniaxial equivalente. Estes critérios devem permitir a fácil previsão de vida à fadiga, inclusivé através de métodos experimentais [48].

Uma das abordagens mais recentes para estudo do comportamento dos materiais em fadiga axial é o conceito de *plano crítico*, que define um plano material onde as tensões normal e de corte actuam e onde ocorre o dano máximo. Se um determinado plano avaliado corresponder ao *plano crítico*, a orientação da fenda irá ter essa orientação.

A iniciação da fenda é influenciada pela amplitude de tensão de corte máxima. Este princípio é justificado pela acumulação sucessiva de deformação de corte microplástica nas bandas de escorregamento durante a fase de nucleação da fenda por fadiga. O crescimento da fenda ao longo dos planos é essencialmente dependente de factores como o material, o estado de tensão, o meio ambiente e a amplitude de deformação e influencia a vida à fadiga.

Segundo *Qian e Fatemi* (1996), a fadiga mutiaxial distingue-se da fadiga uniaxial em dois aspectos importantes: a) as velocidades de propagação são geralmente, diferentes dos casos uniaxiais, b) as direcções de propagação das fendas também variam, ou seja, a fenda muda a sua direcção de crescimento quando submetida a carregamento em modo misto [48].





### **3. METODOLOGIA NUMÉRICA COMPUTACIONAL**

No presente capítulo será feita uma breve introdução ao Método dos Elementos Finitos, bem como uma descrição do funcionamento dos programas informáticos utilizados nas simulações numéricas realizadas, nomeadamente o ANSYS®, que resolve o problema de análise estrutural e o Zencrack®, que permite a introdução do bloco de fenda no modelo e apresenta parâmetros relativos à Mecânica da Fractura. Foram realizados estudos de diferentes placas fissuradas, sob modo I de carregamento, e de provetes CT, em estado plano-de-deformação e estado plano-de-tensão, sob diferentes modos de carregamento (I, II e III).

#### **3.1. MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS**

A criação de modelos matemáticos representativos de fenómenos físicos é uma das actividades importantes da engenharia e praticamente todos os fenómenos da natureza podem ser descritos pelas leis da física e modelados através de equações algébricas, diferenciais ou integrais, relacionando as várias quantidades que os caracterizam [49]. No entanto, a resolução dos conjuntos de equações depende fundamentalmente da complexidade das equações que podem ser de natureza integral ou diferencial e podem representar uma grande dificuldade ou mesmo uma impossibilidade de resolução devido à extensão ou configuração geométrica do problema.

O domínio do problema de elementos finitos pode ser decomposto em diversos sub-domínios, onde as equações que regem o fenómeno são aproximadas utilizando um método variacional. O interesse desta decomposição reside na possibilidade de representar uma função complexa como uma composição de funções polinomiais simples e no ajustamento do erro através da definição do número de sub-domínios pretendidos. O domínio físico é discretizado em vários sub-domínios de elementos definidos por um conjunto de nós que determinam as suas propriedades geométricas [22]. Esta discretização do modelo permite uma simplificação da sua resolução através de uma combinação de equações lineares, independentemente da sua configuração. Apesar disto, o volume de cálculo necessário para a

resolução é elevado e apresenta uma natureza iterativa, razão pela qual se recorre à simulação numérica para a sua resolução.

O Método dos Elementos Finitos tem como objectivo, entre outros, a determinação do campo de deformações e de tensões de um sólido de geometria arbitrária sujeito a acções exteriores [50].

## 3.2. MODELO DE ELEMENTOS FINITOS

A criação e definição de um modelo de elementos finitos depende da sua configuração geométrica bem como das condições de carga e constrangimentos aplicados. Cada elemento apresenta uma forma predefinida bidimensional (cascas ou placas) ou tridimensional (blocos) e condições de contorno e equilíbrio entre os nós.

Para melhorar a eficácia do modelo, é comum refinar a malha de elementos em zonas críticas, onde a possibilidade para a ocorrência de concentração de tensões é maior.

## 3.3. INTRODUÇÃO AO SOFTWARE ANSYS

O software *ANSYS®* é um programa informático que utiliza o Método de Elementos Finitos na análise de modelos computacionais. Foi um dos programas escolhidos, pelo facto de apresentar resultados fiáveis e consistentes e pelo contacto e experiência prévia com este *software*.

Será feita uma breve descrição do *ANSYS®* e o seu propósito que, em conjunto com o *Zencrack®*, irá realizar a parte referente ao cálculo e simulação numérica.

Uma simulação feita em *ANSYS®* está sujeita a três etapas distintas: pré-processamento, solução e pós-processamento.

O pré-processamento consiste nas propriedades físicas e geométricas do modelo, são definidos os tipos de elementos, as constantes características dos elementos e o tipo de material. São também aplicados os carregamentos simplificados e os constrangimentos necessários, definindo assim os graus de liberdade do sistema.

Na fase de solução podem realizar-se diferentes tipos de análise, tendo sido feitas, no caso da dissertação elaborada, várias análises de tipo estático. Nesta etapa o programa procede à obtenção das soluções do sistema de equações com recurso ao cálculo matricial.

A etapa de pós-processamento é a última e permite a apresentação dos resultados provenientes da solução sob a forma de tabelas ou gráficos.

### 3.3.1. ETAPAS DO ANSYS

#### 3.3.1.1. SELECÇÃO DOS ELEMENTOS

O ANSYS® apresenta uma biblioteca de elementos bastante variada, aplicável às diversas áreas da engenharia. A escolha do tipo de elemento a utilizar na malha e na análise a efectuar é de extrema importância e pode conduzir à obtenção de resultados mais ou menos exactos. Podem pertencer a categorias diferentes (no total são 21, como por exemplo, estruturais, térmicos, fluidos) e cada um é caracterizado por um prefixo e um número que o distingue dos restantes. A sua classificação pode ser feita de acordo com a análise ser de tipo bidimensional ou tridimensional, a área de análise e o modelo do material [51].

Para este trabalho, em que se considera uma análise de carácter estático e estrutural, foram utilizados os elementos *PLANE82* (bidimensional) e o *SOLID186* (tridimensional).

O *PLANE82* é um elemento quadrangular bidimensional de 8 nós. Os resultados são bons para malhas automáticas mistas (com elementos quadrangulares e triangulares) e tolera formas irregulares sem perda de precisão. Estes elementos apresentam boa capacidade de deformação para a modelação de superfícies curvas. Este elemento quadrangular pode transformar-se num elemento triangular através do colapso dos nós K, L e O e aproximando os nós P e N a  $\frac{1}{4}$  da distância ao nó colapsado.

Cada um dos 8 nós apresenta 2 graus de liberdade correspondentes às translações nas direcções  $x$  e  $y$ . Apresenta também diversas propriedades, tais como: plasticidade, encruamento, etc, bem como boa capacidade de deflexão e deformação [52].

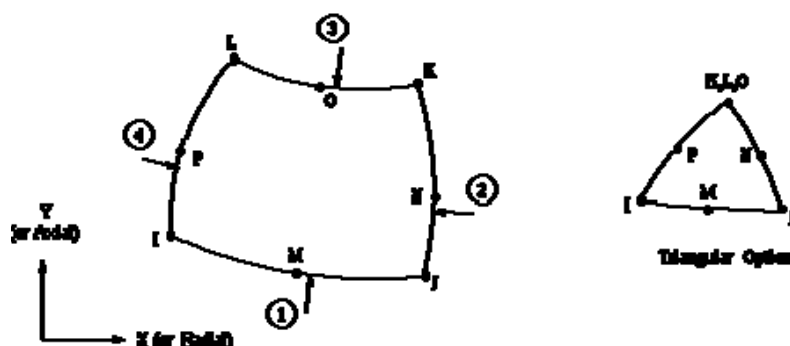


Fig. 3.3.1.1-1 - Elemento Bidimensional PLANE82.

O *SOLID186* é um elemento sólido tridimensional de 20 nós. Cada um dos nós apresenta 3 graus de liberdade correspondentes às translações nas direcções x, y e z. Existem duas versões do elemento, o “*Homogenous Structural Solid*”, que será o utilizado na simulação, e o “*Layered Structural Solid*”, frequentemente utilizado na análise de estruturas fabricadas com materiais compósitos.

No caso tridimensional existem várias transformações possíveis do elemento, sendo a mais comum a do prisma triangular, onde uma face inteira é colapsada ficando o lado do elemento onde se inserem os nós colapsados, na linha da extremidade da fenda. Os nós (X,R,V,T) das faces laterais são deslocados a  $\frac{1}{4}$  da linha da fenda.

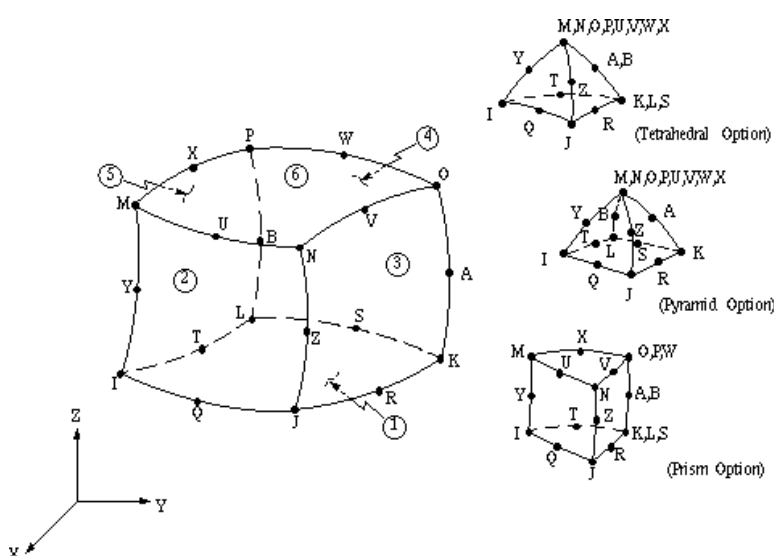


Fig. 3.3.1.1-2 - Elemento Tridimensional PLANE186.

### 3.3.1.2. MODELO MATERIAL E PROPRIEDADES

O modelo do material utilizado é de tipo estrutural e apresenta um comportamento linear elástico e isotrópico. Os dados considerados foram o Módulo de Young e o Coeficiente de Poisson, os valores atribuídos (Tabela 3.3.1.2-1) estão de acordo com os valores típicos de um aço inoxidável austenítico.

Tabela 3.3.1.2-1 - Dados dos modelos computacionais

Módulo de Young (GPa)	Coeficiente de Poisson
190	0,30

### 3.3.1.3. CONDIÇÕES DE FRONTEIRA

As condições de fronteira têm como objectivo principal o constrangimento do modelo, influenciando assim os graus de liberdade, que se caracterizam geralmente por uma translação e/ou uma rotação.

Uma vez que se trata de uma análise estática, as condições de fronteira devem ter em conta que o corpo pode sofrer deformação com a aplicação das cargas evitando a ocorrência de movimento de corpo rígido. Para tal, é necessário estabelecer condições de fronteira ou o modelo irá originar uma matriz de rigidez singular, impedindo a resolução do mesmo, e a paragem da simulação na etapa da solução. A aplicação de carregamentos e de condições de fronteira afectam o equilíbrio entre os diferentes elementos que compõem a malha, induzindo campos de tensão e deformação. Os pontos de aplicação são geralmente faces ou nós dos elementos da malha.

### 3.3.2. MALHA

A malha de elementos finitos a aplicar ao modelo influencia os resultados obtidos através do MEF. Factores como a sua densidade, a distribuição e escolha de determinados elementos são cruciais na etapa da solução. Simultaneamente, o nível de complexidade da geometria da malha é caracterizado pela presença de formas irregulares, entalhes, mudanças de secção bruscas, furos ou rasgos. A malha deve ser, portanto, adaptada conforme o tipo de análise que se pretende e o modelo geométrico a estudar e deve ter em conta pormenores relativos à construção da mesma.

Para a modelação do provete CT é recomendável a utilização de mais de um elemento ao longo da espessura, conforme a dimensão escolhida, no sentido de obter vários nós ao longo da frente da fenda sujeitos ao mesmo modo de carregamento. Assim torna-se possível avaliar a evolução dos valores de  $K$  e  $J$  ao longo da espessura.

A construção da malha é feita com recurso a elementos hexaédricos que se estendem e dividem ao longo da espessura do provete e do comprimento da fenda. A fig. 3.4.2-1 traduz, de um modo simplificado, o tipo de malha que se pretende construir.

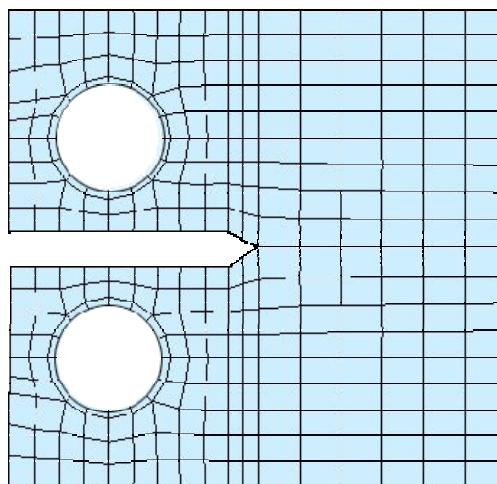


Fig. 3.3.2-1 - Exemplo de malha do provete CT (vista da perfil).

### 3.3.3. SINGULARIDADE DE NÓS COLAPSADOS

A linha da frente da fenda é representada por uma sequência de nós ao longo da espessura do provete. A ocorrência de singularidades matemáticas é inevitável na zona próxima à extremidade da fenda, como foi demonstrado através das equações de *Irwin-Westegaard*. Na frente da fenda, onde  $r \rightarrow 0$ , o campo de tensões local tende para valores infinitos, o que contempla uma hipótese de resolução de fraca precisão no domínio da simulação computacional, pois os elementos apresentam uma função de forma normal. No sentido de resolver esta questão, é comum considerar-se a utilização de elementos finitos específicos na malha, nomeadamente de elementos colapsados, capazes de reproduzir a singularidade na zona crítica do componente. O *Zencrack*® é uma ferramenta que permite ultrapassar eficazmente estas dificuldades através da introdução de blocos de elementos finitos que simulam a presença de fenda, sendo necessário definir o tipo de fenda (de canto ou fenda passante) e a geometria - a sua orientação, dimensão e o tipo de *crack-block* (onde está definido o número de contornos a utilizar para o cálculo de  $J$  e  $K$ ).

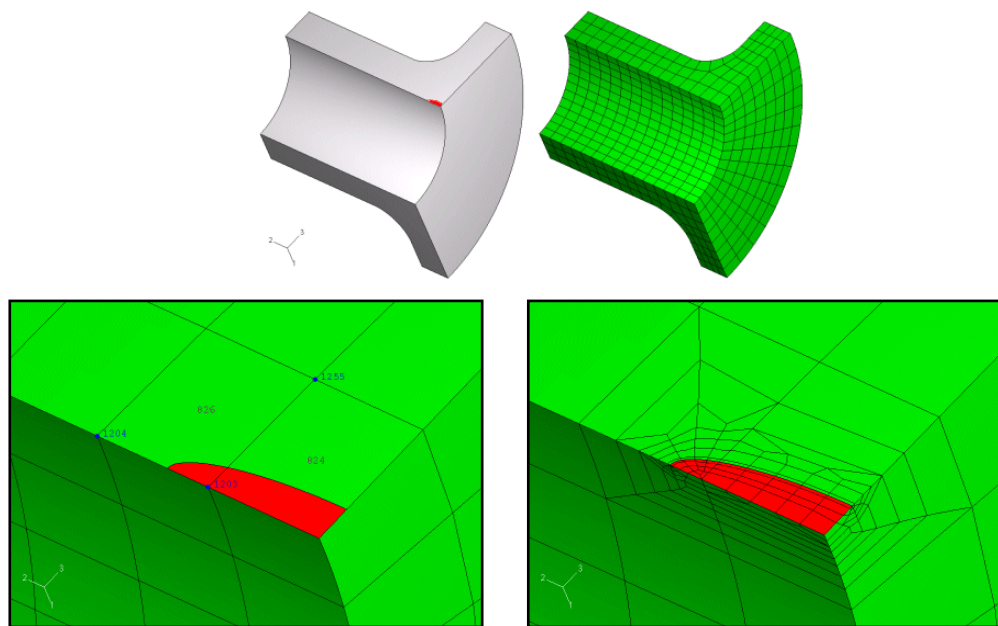
## 3.4. SOFTWARE ZENCRACK®

O software *Zencrack* é uma ferramenta computacional sofisticada que permite a simulação e determinação de parâmetros relativos à Mecânica da Fractura utilizando o Método de Elementos Finitos. Os principais parâmetros calculados são a taxa de libertação de energia  $G$  (equivalente ao valor do integral  $J$ ) e o factor de intensidade de tensão  $K$ .

A vantagem da utilização deste *software* prende-se essencialmente com a definição semi-automática de malhas fissuradas com base numa malha menos rigorosa. A malha fissurada é especificada pelo utilizador através da introdução de elementos de fenda denominados por “*crack-blocks*”. Estes elementos são de diversos tipos e apresentam características adequadas para determinado tipo de geometria e análise.

O *Zencrack* apresenta diferentes abordagens de simulação:

- permite gerar malhas 3D de elementos finitos, contendo frentes de fenda múltiplas, a partir de um modelo de elemento finitos pré-existente e não fissurado;
- permite determinar as taxas de libertação de energia bem como os factores de intensidade de tensão ao longo das frentes de fenda (análise estática);
- permite calcular automaticamente o crescimento de fenda por fadiga num corpo 3D sob carregamento arbitrário (análise dinâmica).



**Fig. 3.4-1 - Exemplos de aplicação do software Zencrack: (a) modelo computacional (b) malha não-fendada (c) introdução do bloco de fenda.**

Neste trabalho foi feita a análise estática de modelos de placas fissuradas e do provete CT. Uma outra vantagem é o tempo de simulação e o custo envolvido, verificando-se um aumento de eficiência no processo de simulação. As etapas de pré e pós-processamento são drasticamente reduzidas através da geração automática da malha e da apresentação de resultados, de carácter gráfico ou numérico, organizados em tabelas e ficheiros de texto detalhados.

A única desvantagem relaciona-se com a falta de referências científicas e bibliográficas e a validade dos resultados obtidos pelo programa. Por esta razão, é imperativo estabelecer uma analogia entre as soluções numéricas obtidas e soluções clássicas existentes na literatura, de validade comprovada. No presente trabalho é feita esta abordagem e são discutidos os resultados obtidos.

### 3.4.1. PROCEDIMENTO

O *Zencrack*® utiliza o MEF para analisar modelos tridimensionais que representam problemas “reais” típicos da Mecânica da Fractura. Na etapa de pré-processamento são definidas as condições geométricas e de carregamento do modelo tridimensional. A malha de elementos finitos desenhada deve ser simplificada e não conter qualquer tipo de fissura. Existem diferentes programas de elementos finitos que interagem com o programa *Zencrack*®, tais como o *ANSYS*®, o *ABAQUS*®, o *FINAS*® e o *MSC.Marc*®. Qualquer um destes programas é compatível com o *Zencrack*®, apresentando vantagens e desvantagens uns relativamente aos outros.

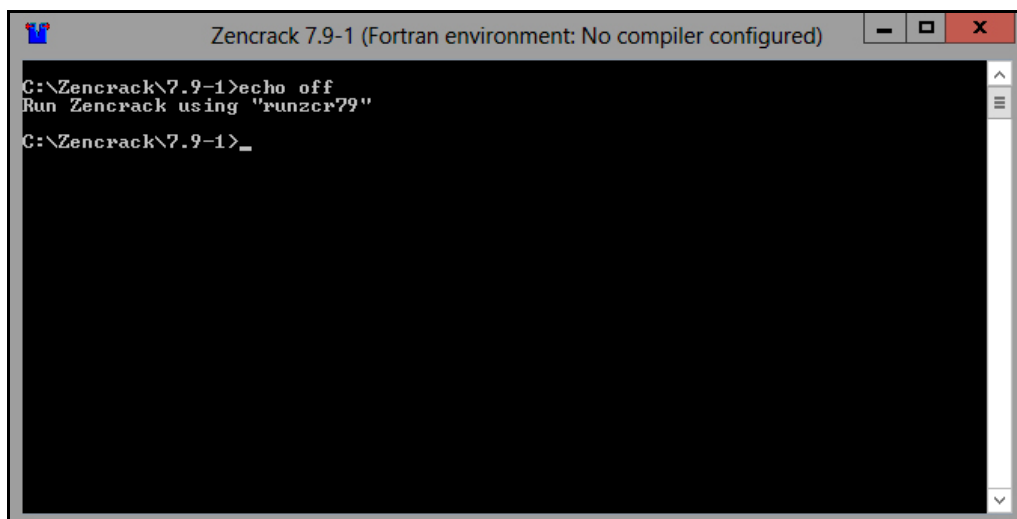
Na tabela (3.4.1-1) é feita uma comparação entre as diferentes potencialidades dos programas de elementos finitos com o programa *Zencrack*®.

Tabela 3.4.1-1 - Características das várias interfaces do Zencrack.

	Abaqus -	Ansys	Finas	MSC.Marc
Taxa de libertação de energia	sim	Não	Sim	sim
“Large crack-blocks”	não	Sim	Não	Sim
Transição de elementos para “large crack-block”	Sim	Sim	Não	Não
Extracção da temperatura para análise de EF	Sim	Sim	Não	Não
Geração automática de contacto entre faces de “Crack blocks”	Sim	Não	Não	Não
Sobreposição de cargas	sim	Sim	sim	Não

A introdução dos blocos de fenda é feita com recurso a um código em ficheiro de texto, sendo o modelo submetido posteriormente à análise de elementos finitos através de uma interface em linhas de comandos (fig.3.4.1-1).





**Fig. 3.4.1-1 - Interface do Zencrack em linha de comandos.**

O cálculo da taxa de libertação de energia e dos factores de intensidade de tensão ao longo da frente de fenda pode ser realizado através de dois métodos:

- é avaliada a alteração na energia de deformação que ocorre para extensões virtuais da frente da fenda;
- são utilizados os deslocamentos nodais próximos da frente da fenda no cálculo dos factores de intensidade de tensão.

Os resultados são extraídos e apresentados no módulo de pós-processamento do programa sob a forma de gráficos ou tabelas em ficheiro de texto, bem detalhados, com as informações necessárias para a avaliação da simulação. Se for modelado o avanço/crescimento da fenda, a frente de fenda avança e é feita outra análise. Este processo ocorre até atingir uma condição limite, por exemplo, quando o valor de  $K_C$  é excedido.

O procedimento a utilizar encontra-se esquematizado na figura (3.4.1-2).

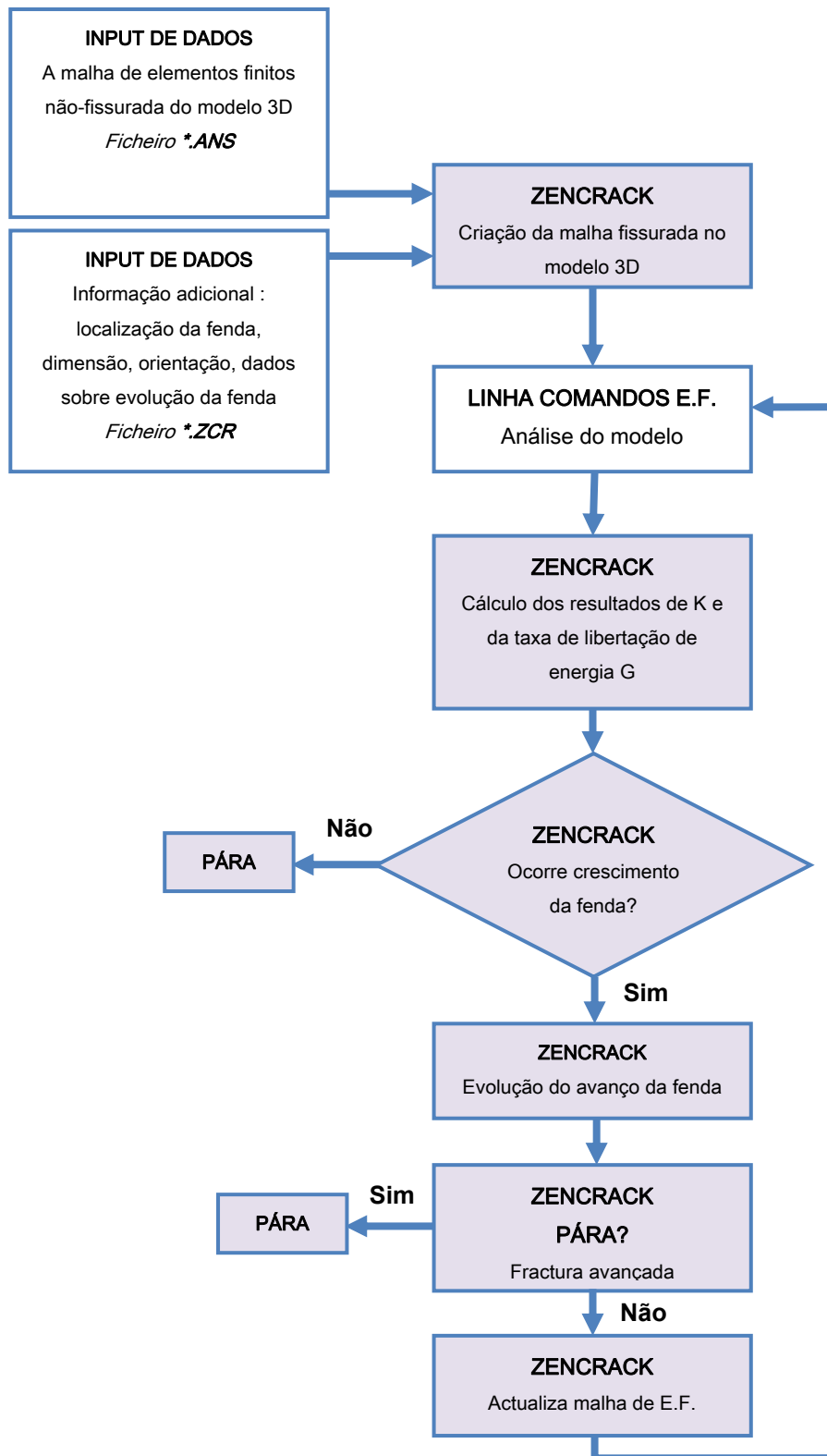


Fig. 3.4.1-2 - Funcionamento do software Zencrack

Como se pode verificar, existem dois ficheiros de *input* que são necessários para correr a simulação, um referente ao modelo do ANSYS (\*.ans) e outro referente ao Zencrack (\*.zcr).

## 3.5. INTERFACE ZENCRACK/ANSYS

Este capítulo contém informação geral acerca da interface entre o ANSYS® e o Zencrack®, em particular, os ficheiros \*.ans e \*.zcr, necessários à simulação.

### 3.5.1. FICHEIRO BATCH (\*.ANS)

A interface para o ANSYS opera através de um ficheiro *batch* da malha não-fissurada. Este ficheiro é lido e processado através do Zencrack e um novo ficheiro *batch* é criado com a malha fissurada.

O ficheiro é definido através de linhas de código que ditam o procedimento e as acções a tomar por parte do programa. Estão incluídas informações como as especificações dos nós e dos elementos, carregamentos e a geometria do modelo. Alterações no sistema de coordenadas utilizado não são permitidas ao longo do ficheiro.

A estrutura apresentada é a seguinte:

- /PREP7 corresponde à etapa de pré-processamento onde todos os dados estruturais do problema são apresentados; esta secção contém os comandos relativos à modelação tridimensional;

- a etapa de pré-processamento finaliza com o comando FINISH;

- /SOLU é o comando utilizado para a introdução de informação relativa às condições de fronteira do problema e o comando SOLVE corresponde à resolução do problema;

- a etapa de solução finaliza com os comandos FINISH e /EXIT,SOLU;

A figura seguinte (3.5.1-1) traduz um exemplo esquemático da estrutura simplificada do ficheiro batch .ans.

```

/PREP7 (Etapa de Pré-Processamento)
/TITLE,Zencrack Analysis      !(Opcional)
{coordenadas nodais}
!O Zencrack usa o sistema de coordenadas pré-definido, o
Sistema Global Cartesiano caso a opção "-a solidmodel"
não seja utilizada
{características do material}
!Definição das propriedades do material, Módulo de
Young, Coeficiente de Poisson
{constantes reais}
{tipos de elementos}
!A malha não-fissurada não deverá conter uma mistura de
elementos de 8 e 20 nós do tipo brick
!Os elementos SOLID95 e SOLID45 não são permitidos para
a avaliação do Integral-J. Se forem detectados, são
alterados para SOLID186 e SOLID185 respectivamente e uma
mensagem de aviso é apresentada
{conectividade dos elementos}
{definição de superfícies}
{definição de fronteiras}
{definição de carregamentos}
FINISH
/SOLU (Etapa de Solução)
SOLVE
FINISH
/EXIT,SOLU

```

Fig. 3.5.1-1 - Estrutura do ficheiro \*.ans.

### 3.5.2. FICHEIRO DO ZENCRACK (\*.ZCR)

O input para análise por parte do Zencrack® é feito através de um ficheiro de texto com a extensão \*.zcr. Este inclui todas as características da fenda que se pretende introduzir no modelo 3D, tais como a localização, a orientação e o comprimento (que pode ser um valor exacto ou relativo à dimensão do elemento) bem como o tipo de análise. A definição da fenda é feita por identificação dos nós e dos elementos da malha provenientes do modelo tridimensional.

É possível também requerer um relatório detalhado com os factores de intensidade de tensão e a taxa de libertação de energia.

O seguinte exemplo, na fig.(3.5.2-1) traduz a estrutura típica de um ficheiro \*.zcr .

```
*FILES,UNCRAKED=malha.ans
!Identificação do ficheiro *.ans que contém o sólido modelado
em ANSYS com malha não-fendada
*OPTIONS,INTERFACE=ANSYS,FE=FULL,TYPE=INITIAL
!Definição do software de elementos finitos com o qual é
estabelecido o interface e o tipo de análise pretendida
*CRACK FRONT,INITIAL=SIZE
!Definição dos elementos de fenda (crack-blocks)
!Tipo de Elemento utilizado
s01_t48x3.sup
!Localização da fenda e dimensão:
9,87,136,0.25,0.25
!elemento1, nó1, nó2, dimensão1, dimensão2
!o crack-block irá ser introduzido onde se encontra o
elemento1, a fenda terá início no nó1 com orientação para o
nó2, as dimensões dos semi-eixos da elipse serão dimensão1 e
dimensão2
*MATERIAL
!Propriedades do Material
190000000000,0.30
!modulo young, coeficiente poisson
*OUTPUT,SIF=YES
!Criação de um ficheiro output com valores dos factores de
intensidade de tensão
```

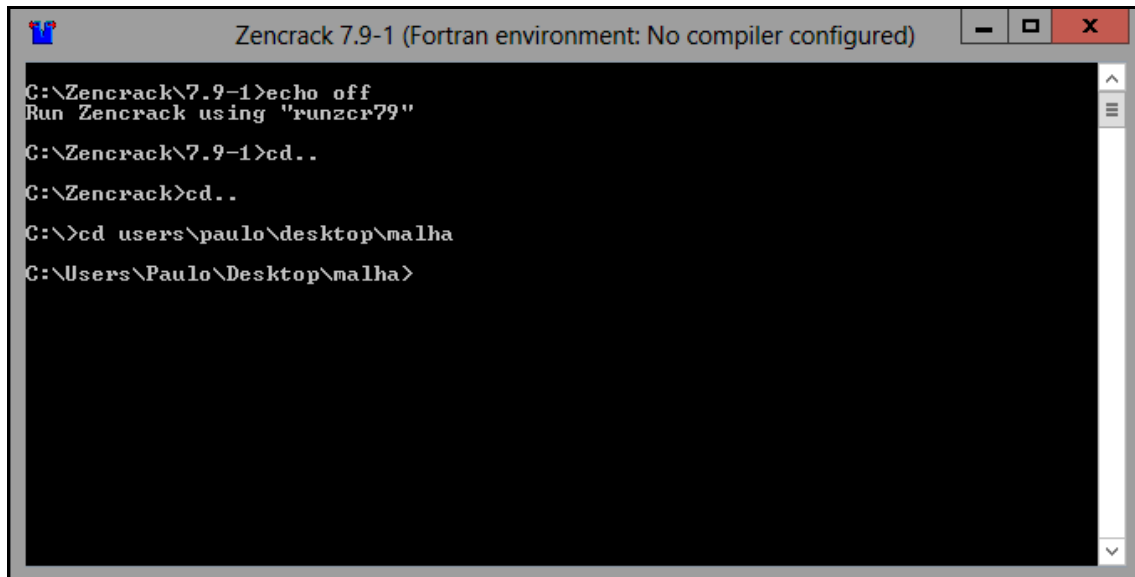
**Fig. 3.5.2-1 - Estrutura do ficheiro.zcr.**

Depois da criação dos ficheiros \*.zcr e \*.ans, deverá ser criada uma nova directoria no disco onde irão ser colocados os dois ficheiros. Considere-se por exemplo uma pasta com o nome “malha” onde irão ser colocados os ficheiros *fenda.zcr* e *fenda.ans*. Desta forma, é possível correr o executável do *Zencrack* e proceder à análise.

Após correr o executável surge uma janela em linha de comandos. O primeiro passo é entrar na directoria pretendida. Para tal utilizam-se os seguintes comandos:

cd. . - permite retroceder um nível em directorias;

`cd dir` – permite avançar para a directoria (`dir`) pretendida. Um exemplo é apresentado seguidamente, a directoria de destino encontra-se no ambiente de trabalho (“Desktop”).



```
C:\Zencrack\7.9-1>echo off
Run Zencrack using "runzcr79"
C:\Zencrack\7.9-1>cd..
C:\Zencrack>cd..
C:\>cd users\paulo\desktop\malha
C:\Users\Paulo\Desktop\malha>
```

Fig. 3.5.2-2 - Comandos de acesso à directoria dos ficheiros de simulação.

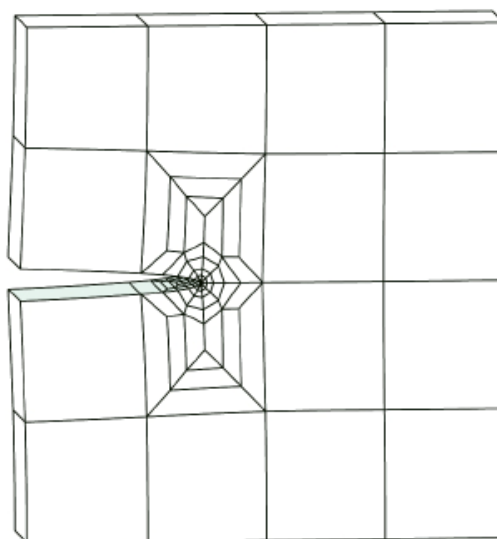
Após aceder à directoria pretendida, a análise é corrida (leitura do ficheiro com extensão \*.zcr) através do seguinte comando:

```
Runzcr78 -j fenda
```

O comando *runzcr78* faz referência à versão do *software* utilizado, que, para o trabalho desenvolvido, foi a 7.8. Após escrever o comando, o software procede à criação de novos ficheiros de saída na mesma directoria, destacando-se o ficheiro *fendar.rep* onde se pode fazer a leitura dos resultados relativos à Mecânica da Fractura.

### 3.6. CRIAÇÃO DA FRENTE DA FENDA E “*SPLIT PAIRS*”

A frente da fenda é constituída por 2 camadas de *crack-blocks*, uma superior e uma inferior, dispostos ao longo da espessura do modelo. São modeladas então as duas faces da fenda através de pares de *crack-blocks* sobrepostos onde as faces relativas à área da fenda são coincidentes. Na fig.(3.6-1) é possível identificar dois *crack-blocks* que foram introduzidos numa malha simples para a criação de uma frente de fenda.



**Fig. 3.6-1 - Introdução de crack-blocks e criação de frente de fenda.**

A opção “*deep crack*” do *ZenCrack*® é utilizada no caso de fendas inclusas no modelo, para separar pares de elementos, permitindo definir o grau de propagação de fenda. Na prática, os elementos *standard*, que são elementos pertencentes à malha sem fissura, são substituídos por “*element split pairs*” ou pares de elementos que se encontram desconectados. A zona de fenda é então constituída por *crack-blocks* e por *element split pairs*.

Os *element split pairs* são definidos num grupo aparte dos *crack-blocks* restantes, com o recurso ao comando *SPLIT*. Depois da introdução do comando é necessário listar os pares de elementos que se pretendem desconectar. Para determinados casos em que os elementos de uma fenda se encontrem alinhados, basta identificar um dos pares de cada camada e o *ZenCrack* efectua a operação para todos os elementos aí presentes. Um exemplo é apresentado na figura seguinte.

```

*FILES, UNCRACKED=malha.ans
*OPTIONS, TYPE=initial, FE=full
*CRACK FRONT, NAME=Crack front_1, INITIAL=size
s03_t23x1
925, 1751, 1789, 0.007, 0.007
s03_t23x1
297, 1760, 1794, 0.007, 0.007
s03_t23x1
926, 1760, 1794, 0.007, 0.007
s03_t23x1
298, 1758, 1796, 0.007, 0.007
s03_t23x1
927, 1758, 1796, 0.007, 0.007
s03_t23x1
299, 1756, 1798, 0.007, 0.007
s03_t23x1
928, 1756, 1798, 0.007, 0.007
s03_t23x1
300, 1753, 1791, 0.007, 0.007
*SPLIT, TYPE=PAIRS
917 289
*BOUNDARY SHIFT, TYPE=None
*RELAX, TYPE=None
*MATERIAL
190000000000,0.30
*OUTPUT,SIF=YES
*END

```

Fig. 3.6-2 - Exemplo de aplicação do comando SPLIT.

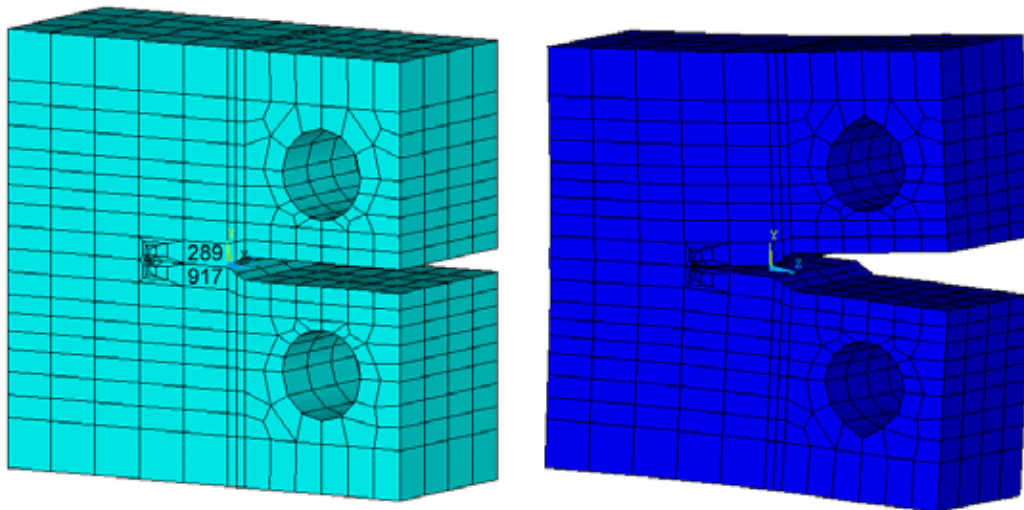


Fig. 3.6-3 - Exemplo de aplicação do comando SPLIT em modelo tridimensional.



### 3.7. BLOCOS DE FENDA (“CRACK-BLOCKS”)

Os *crack-blocks* são elementos especiais com capacidade de introduzir uma fenda numa malha tridimensional não fissurada. Cada *crack-block* representa um hexaedro unitário com informação específica. Os elementos normais da malha original são substituídos por estes, com indicação do número do elemento, bem como a dimensão e geram uma frente de fenda que é definida por um ou mais *crack-blocks*.

A biblioteca de *crack-blocks* do Zencrack® é composta por dois tipos distintos:

- *Standard crack-blocks*;
- *Large crack-blocks*.

Um *standard crack-block* reduz-se a um elemento único e singular que se introduz numa malha pré-definida com a qual se estabelece uma ligação através dos nós que são partilhados com os elementos originais. Um *large crack-block* representa vários elementos da malha pré-definida ligados que formam um super-elemento [22]. Estes contêm nós múltiplos e são utilizados para fazer ligações com malhas dissimilares.

Dentro destes dois grupos, existem duas topologias de *large* e *standard crack-blocks*:

- os blocos de fenda de canto de tipo 1/4 de círculo ou “*quarter circular crack-blocks*”;
- os blocos de fenda passante ou “*through crack-blocks*”.

Para ambos os casos considera-se um elemento unitário hexaédrico de faces quadradas. O primeiro caso contém uma fenda de canto, o segundo caso contém uma fenda passante que é definida ao longo de uma face e uma aresta do bloco (fig. 3.7-1).

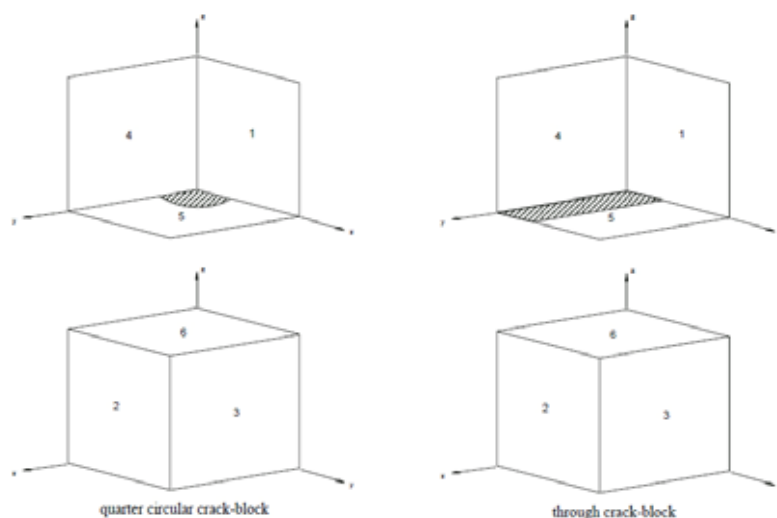


Fig. 3.7-1 - Crack-blocks (a) fenda elíptica (b) fenda passante.

A ligação entre estes elementos pode ser feita com diferentes orientações, face-a-face (“*face-to-face*”) ou lado-a-lado (“*side-to-side*”). A ligação face-a-face é vantajosa para casos em que existe simetria no plano de fenda.

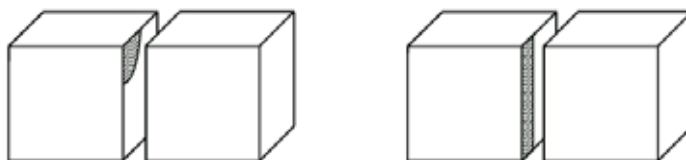


Fig. 3.7-2 - Exemplo de ligação face-a-face.

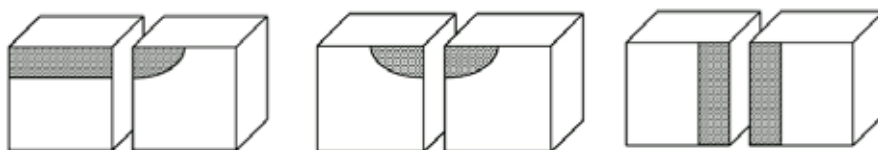


Fig. 3.7-3 - Exemplos de ligação lado-a-lado.

Existe, no entanto, uma grande diversidade de elementos na biblioteca do *Zencrack*®, com diversas geometrias e topologias de fenda, diferentes graus de refinamento, diferentes números contornos em torno da extremidade da fenda, maximizando o número de casos que podem ser estudados e contemplados na análise numérica.

A designação de cada elemento é baseada na referência ao tipo, topologia, número de elementos existentes no *crack-block* e número de elementos na frente de fenda (fig.3.7-4) [53].

<b>I01_q456x8</b>	
I01	Grupo 1 dos <i>Large crack-blocks</i>
q	<i>Crack-block</i> de Fenda Elíptica ( <i>Quarter circular crack-block</i> )
496x8	Total de 496 elementos com 8 elementos ao longo da frente de fenda
<b>s02_t19x1</b>	
s02	Grupo 2 dos <i>Standard crack-blocks</i>
t	<i>Crack-block</i> de Fenda Passante ( <i>Through crack-block</i> )
19x1	Total de 19 elementos com 1 elemento ao longo da frente de fenda

Fig. 3.7-4 - Exemplo da designação dos *crack-blocks*.

O *crack-block* utilizado para a introdução da fenda nos modelos tridimensionais do provete CT, para estado plano de deformação e para estado plano de tensão, foi o *s03\_t23x1*, que corresponde a uma fenda passante e apresenta 3 anéis/contornos possíveis de ser avaliados em torno da extremidade da fenda. As características deste elemento são apresentadas na tabela 3.8-1.

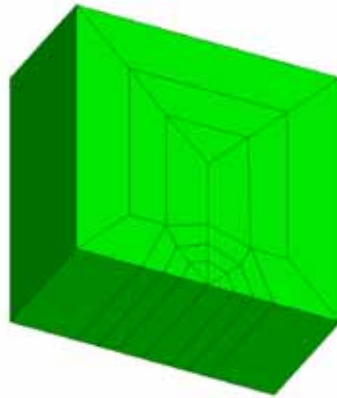


Fig. 3.7-5 - Crack-block s03\_t23x1.

Tabela 3.7-1 - Características do crack-block s03\_t23x1.

Tipo	Standard
Relação ideal entre eixos	0,5
Nº de anéis	3
Nº de contornos para o Abaqus, Ansys e Finas	3
Relação por defeito para o controlo do anel	0,5
Capacidade de <i>deep crack</i> /transferência de <i>crack-block</i>	Sim
Reversão do bloco de fenda num nó misto e ao longo da frente de fenda	Sim
Posições dos nós do elemento substituído que são eliminadas	9,11

### 3.8. CÁLCULO NUMÉRICO DE $K$ E DO INTEGRAL $J$

Quando se corre a simulação, pretendem-se calcular os valores do factor de intensidade de tensão  $K$  e do integral  $J$  nos nós que se encontram na extremidade da fenda, ao longo da espessura do provete. Uma vez que, em cada um dos modelos existem quatro camadas de elementos ao longo da frente da fenda, num total de 8 *crack-blocks*, 4 em cada uma das faces da fenda, é possível avaliar cinco nós diferentes, mais 4 que se encontram nas posições intermédias, perfazendo um total de 9 nós.

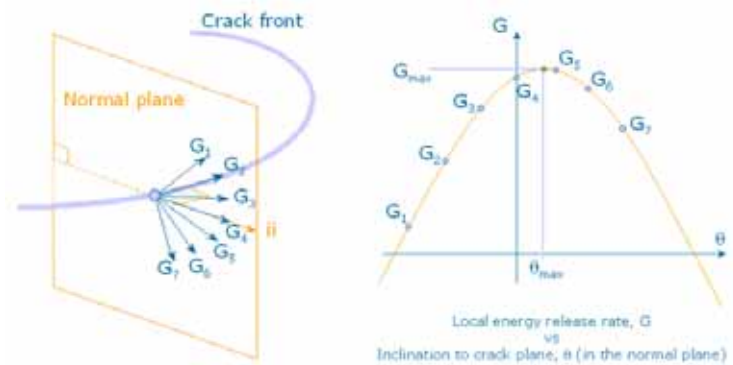
Existem dois métodos utilizados pelo *Zencrack* para a determinação de  $K$  e  $J$ : o método dos deslocamentos e o método da energia de contorno.

O primeiro método consiste no cálculo de  $K$ , que é baseado nos deslocamentos relativos (abertura, deslizamento ou rasgamento), derivados dos conjuntos de eixos ortogonais que se encontram nos nós da frente da fenda (para os 5 nós principais). Este cálculo é feito a partir das equações derivadas da solução de *Westergaard* para um campo de tensão próximo da extremidade da fenda (válido para materiais linearmente elásticos e isotrópicos).

As parcelas dos deslocamentos relativos são importantes para determinar o estado da fenda (“aberta” ou “fechada”). Os valores de  $K_I$ ,  $K_{II}$  e  $K_{III}$  são convertidos para um valor de taxa de libertação de energia equivalente  $G_{eq}$ .

Com base nos factores de intensidade de tensão, é apresentado um valor de ângulo de direcção propagação da fenda local recorrendo-se ao critério da tensão tangencial máxima.

O segundo método baseia-se na energia de contorno, ou seja, no integral  $J$ , considerando uma extensão virtual da fenda. Para cada um dos nós avaliados (5 nós principais mais os intermédios, perfazendo um total de 9 nós) é feito um varrimento em 7 direcções diferentes no plano normal à face da fenda. Estas extensões virtuais vão desde G1 a G7 (fig.3.8-1), sendo assim possível obter a direcção para a qual o valor máximo de taxa de libertação de energia ocorre. Estes valores de  $\theta_{max}$  e  $G_{max}$  serão os considerados para cada nó.



**Fig. 3.8-1 - (a) Varrimento das 7 direcções no plano normal à fenda (b) Determinação dos valores de  $G_{max}$  e  $\theta_{max}$ .**

A taxa de libertação de energia é então avaliada ao longo dos nós para o número de contornos especificado que, de acordo com o *crack-block* utilizado, é 3. O valor final determinado resulta da média entre os valores correspondentes ao 2º e 3º contorno.

Se na análise estiver incluída uma avaliação do factor de intensidade de tensão, pode então ser feita a conversão desta energia para o valor do factor de intensidade de tensão  $K$ , somente para modo I (considerando que não existe modo II nem modo III), através da eq.(3.8.1)

$$K_I = \sqrt{\frac{EG}{1 - (\alpha\mu)^2}} \quad (3.8.1)$$

Sendo que  $\alpha = 0$  para estado plano de tensão e  $\alpha = 1$  para estado plano de deformação.

Os resultados apresentados são, no entanto, referentes apenas aos nós principais que resultaram da modelação da malha.

Na prática são realizados os seguintes cálculos pelo método dos deslocamentos:

- determinação de  $K_I$ ,  $K_{II}$  e  $K_{III}$  utilizando os deslocamentos nodais na frente da fenda para os nós principais;
- taxa de libertação de energia equivalente  $G_{eq}$  a partir dos valores de  $K_I$ ,  $K_{II}$  e  $K_{III}$ ;
- definição do estado da frente da fenda “aberta” ou “fechada” consoante os deslocamentos obtidos;
- a determinação da direcção de propagação da fenda local a partir dos factores de intensidade de tensão pelo critério da tensão tangencial máxima.

O método da energia de contorno consiste essencialmente em:

- varrimento dos diferentes valores de energia para sete direcções diferentes no plano normal à fenda, para os nós principais e os nós intermédios;
- determinação dos valores de  $\theta_{max}$  e  $G_{max}$  para cada nó avaliado;
- avaliação da taxa de libertação de energia para o número de contornos especificado pelo *crack-block* escolhido em cada nó. Neste caso o resultado irá ser igual à média entre os valores de energia obtidos para o 2º e 3º contorno;
- no caso de ser requerida uma avaliação do factor de intensidade de tensão, o valor de energia resultante é convertido para  $K_I$  através da eq.(3.8.1).

Os valores considerados na apresentação dos resultados correspondem ao 3º nó por se encontrar a meio da espessura do provete e traduzir as condições de carregamento correctas para os casos em estudo. A co-linearidade com o eixo z e o facto de estar contido no plano x0y do referencial eliminam a possível existência de momentos aplicados no elemento central da fenda que poderiam causar erros entre os valores teóricos e numéricos.

No anexo (A.1) é apresentada a informação obtida no ficheiro \*.rep referente ao procedimento utilizado no cálculo.

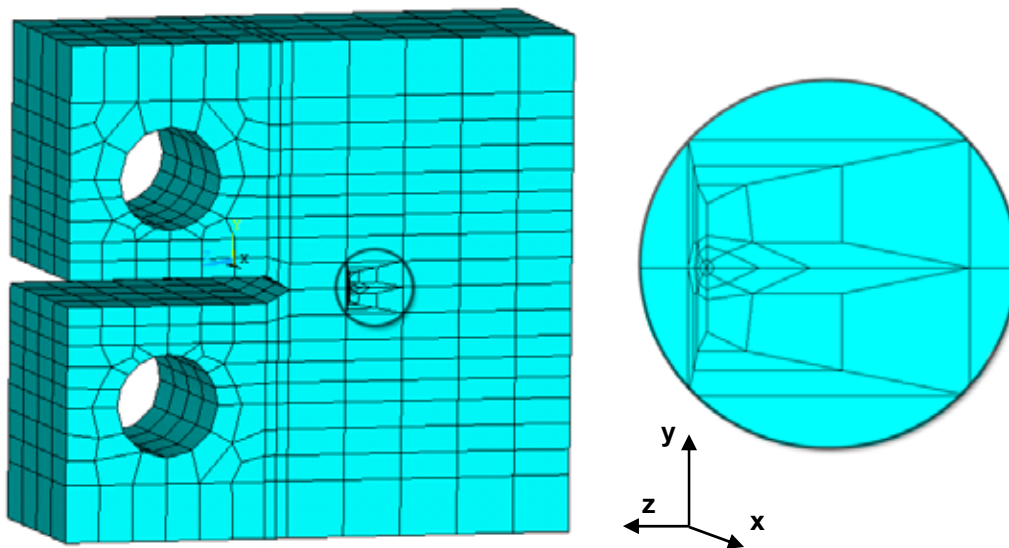


Fig. 3.8-2 - Vista em pormenor do crack-block introduzido no modelo computacional.

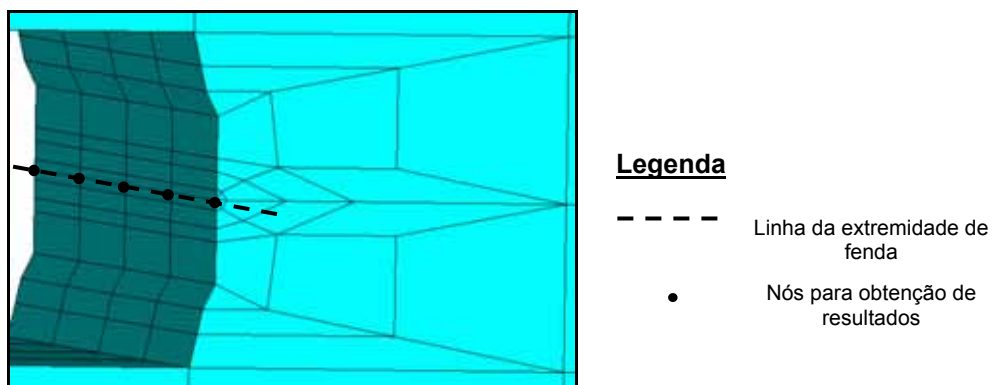


Fig. 3.8-3 - Vista em pormenor da interface na extremidade da fenda.

## 3.9. MODELOS TRIDIMENSIONAIS

### 3.9.1. ESTADO PLANO DE DEFORMAÇÃO

O modelo tridimensional apresentado seguidamente foi construído com recurso ao software *SolidWorks*® e traduz o provete CT para condições de estado plano de deformação (EPD). A geometria do modelo é a de um provete CT entalhado (fig. 3.9.1-1) e cumpre as normas da *ASTM E399* (“*American Society for Testing and Materials*”), com a correspondente fórmula de cálculo do factor de intensidade de tensão em Modo I,  $K_I$ .

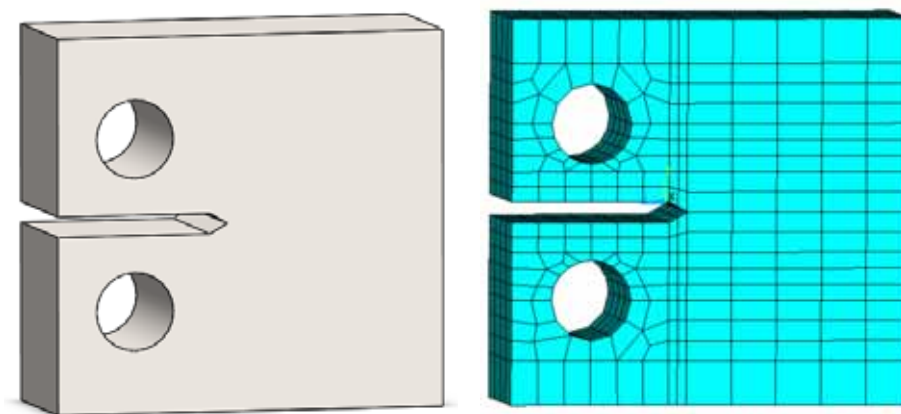


Fig. 3.9.1-1 - Modelo tridimensional do provete CT para EPD: (a) SolidWorks (b) ANSYS.

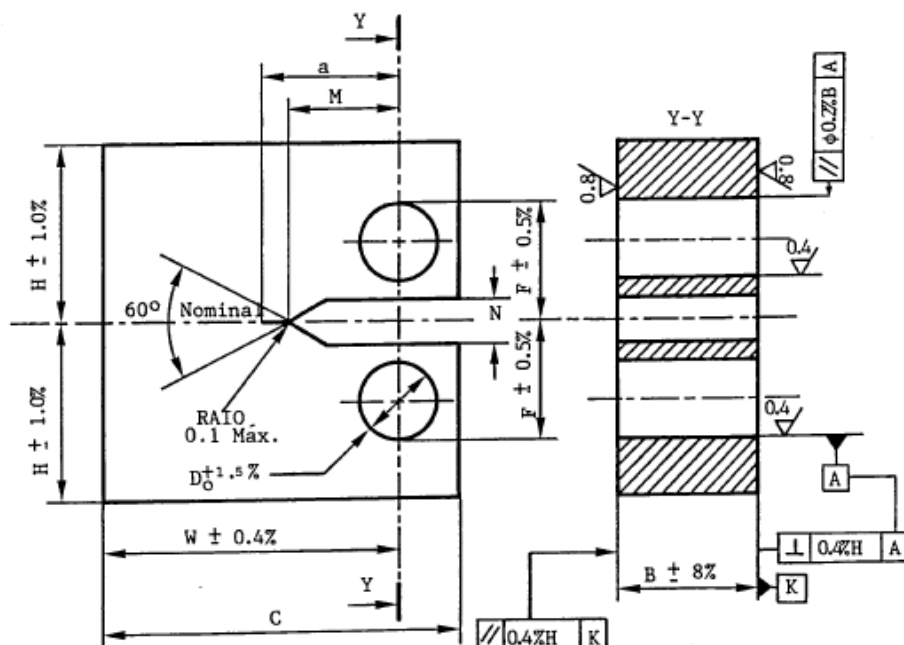


Fig. 3.9.1-2 - Desenho Técnico do Provete CT.

Tabela 3.9.1-1 - Dimensões do Provete CT em função da largura do provete (W).

<b>Largura Útil</b>	<b>W</b>	<b>64 (mm)</b>
<b>Largura Total</b>	C=1,25W	80 (mm)
<b>Espessura</b>	B=0,5W	32 (mm)
<b>Semialtura</b>	H=0,6W	38,4 (mm)
<b>D. Orifício Cavilha</b>	D=0,25W	16 (mm)
<b>F</b>	F=1,6D	25,6 (mm)
<b>Largura entalhe</b>	N=0,065W	4,16 (mm)
<b>Comp. entalhe</b>	M=0,25W a 0,40W	19,2 (mm)
<b>Comp. Efectivo Fissura</b>	a =0,45W a 0,55W	28,8-35,2 (mm)

$$K = \frac{P}{B} \sqrt{\frac{\pi}{W}} \left[ 16,7 \left( \frac{a}{W} \right)^{1/2} - 104,7 \left( \frac{a}{W} \right)^{3/2} + 369,9 \left( \frac{a}{W} \right)^{5/2} - 573,8 \left( \frac{a}{W} \right)^{7/2} + 360,5 \left( \frac{a}{W} \right)^{9/2} \right] \quad (3.9.1.1)$$

$W$  representa a largura útil do provete,  $a$  o comprimento efectivo da fissura,  $B$  a espessura e  $P$  a intensidade da força aplicada.

A solução da ASTM E399 mais recente é de 1983 e é dada pela eq. (3.9.1.2) [1] sendo equivalente à equação indicada na norma ASTM E647 (eq.3.9.1.1)



$$K = \frac{\Delta P}{B\sqrt{W}} \frac{\left(2 + \frac{a}{W}\right)}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{3/2}} \left[ 0,886 + 4,64\left(\frac{a}{W}\right) - 13,32\left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14,72\left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5,6\left(\frac{a}{W}\right)^4 \right] \quad (3.9.1.2)$$

### 3.9.2. ESTADO PLANO DE TENSÃO

O modelo tridimensional apresentado traduz o estado plano de tensão (EPT). A geometria do modelo é idêntica à de um provete CT entalhado e também cumpre as dimensões previstas nas normas da *ASTM E399* e *ASTM E647*, com exceção da componente da espessura. O modelo utilizado é idêntico ao provete CT ensaiado na parte experimental do trabalho.

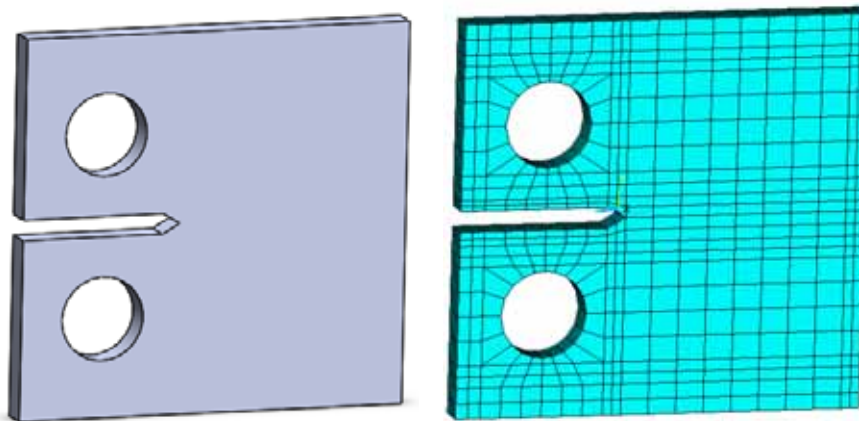


Fig. 3.9.2-1 - Modelo Tridimensional do Provete CT para EPT (a) SolidWorks (b) ANSYS.

Tabela 3.9.2-1 - Dimensões do Provete CT em EPT.

<b>Largura Útil</b>	<b>W</b>	<b>26 (mm)</b>
<b>Largura Total</b>	<b>C</b>	32,5 (mm)
<b>Espessura</b>	<b>B</b>	2,5 (mm)
<b>Semialtura</b>	<b>H</b>	15,6 (mm)
<b>D. Orifício Pino</b>	<b>D</b>	7 (mm)
<b>F</b>	<b>F</b>	11,2 (mm)
<b>Largura entalhe</b>	<b>N</b>	1,69 (mm)
<b>Comp. Entalhe</b>	<b>M</b>	6,5 (mm)
<b>Comp. Efectivo Fissura</b>	<b>a</b>	11,7-14,3 (mm)



### 4. APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS NUMÉRICOS

#### 4.1. VALIDAÇÃO DOS RESULTADOS NUMÉRICOS PARA DIFERENTES GEOMETRIAS DE PLACAS FISSURADAS

Neste capítulo são apresentados três casos de placas fissuradas – com uma fenda passante de canto, com uma fenda central e com duas fendas de canto - sob modo I de carregamento.

Em primeiro lugar, são apresentados os resultados do factor de intensidade de tensão, K para as três diferentes geometrias de fenda, obtidos com base nas soluções teóricas da Mecânica da Fractura existentes na literatura [54].

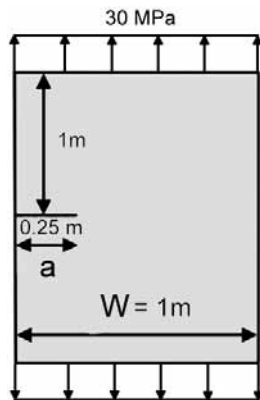


Fig. 4.1-1 - Fenda Lateral.

##### Cálculo do Factor Geométrico Y

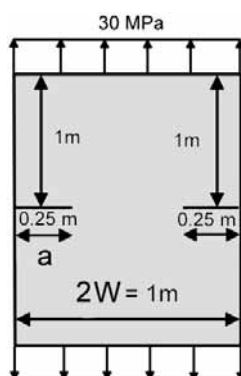
$$Y = 1,12 - 0,23\left(\frac{a}{W}\right) + 10,6\left(\frac{a}{W}\right)^2 - 21,7\left(\frac{a}{W}\right)^3 + 30,4\left(\frac{a}{W}\right)^4$$

$$Y = 1,5047$$

##### Factor de Intensidade de Tensão $K_I$

$$K_I = Y \times \sigma \times \sqrt{\pi a}$$

$$K_I = 40,00 \text{ MPa} \sqrt{m}$$



**Fig. 4.1-2 - Fendas Laterais.**

#### **Cálculo do Factor Geométrico Y**

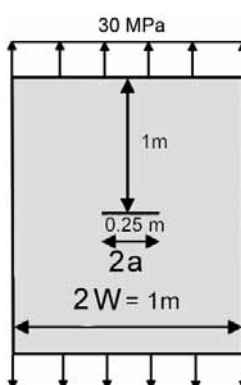
$$Y = \frac{1,12 - 0,61\left(\frac{a}{W}\right) + 0,13\left(\frac{a}{W}\right)^3}{\sqrt{1 - \left(\frac{a}{W}\right)}}$$

$$Y = 1,1756$$

#### **Factor de Intensidade de Tensão K<sub>I</sub>**

$$K_I = Y \times \sigma \times \sqrt{\pi a}$$

$$K_I = 31,25 \text{ MPa} \sqrt{m}$$



**Fig. 4.1-3 - Fenda Central.**

#### **Cálculo do Factor Geométrico Y**

$$Y = \frac{1 - \left(\frac{a}{2W}\right) + 0,326\left(\frac{a}{W}\right)^2}{\sqrt{1 - \left(\frac{a}{W}\right)}}$$

$$Y = 1,0339$$

#### **Factor de Intensidade de Tensão K<sub>I</sub>**

$$K_I = Y \times \sigma \times \sqrt{\pi a}$$

$$K_I = 19,44 \text{ MPa} \sqrt{m}$$

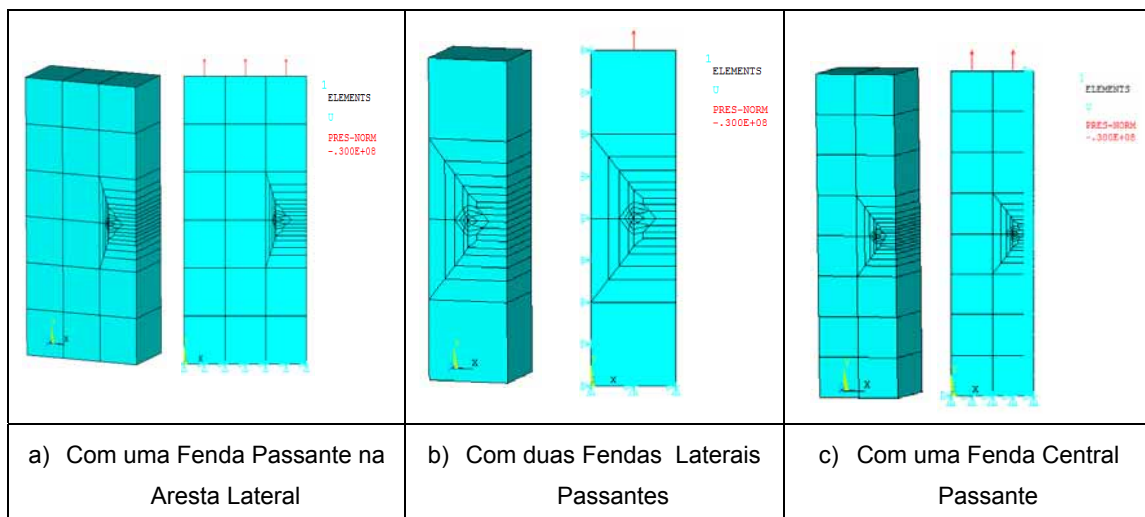
Para a realização do modelo tridimensional da placa fissurada com uma fenda passante, numa aresta lateral (fig.4.1-4a), foi considerada a geometria completa do provete. O carregamento aplicado foi uma pressão de 30 MPa na superfície superior da placa. A figura 4.1-4 representa o modelo após a colocação do bloco de fenda, razão pela qual o refinamento da malha nesta zona é maior. Os constrangimentos estão aplicados na face inferior da placa impedindo o movimento de translação segundo os eixos x, y e z.

O caso seguinte apresentado corresponde a uma placa fissurada com fendas passantes nas arestas laterais (fig.4.1-4b). O modelo tridimensional utilizado corresponde a apenas metade da geometria devido à simetria em relação ao eixo vertical com objectivo de facilitar a introdução das cargas, constrangimentos e da fenda. A intensidade da carga de tracção aplicada foi de 30 MPa na superfície superior. As condições de constrangimento são idênticas às do caso anterior, isto é translação nula segundo os eixos x, y ou z na face inferior da placa. Também foi definida uma condição de simetria ao longo da face lateral.

Para o caso da placa com fenda passante central, foi também modelada metade da geometria da placa e aplicada uma tensão de 30 MPa na superfície superior (fig.4.1-4c). As

condições de constrangimento e simetria são idênticas ao caso anterior, embora o plano de simetria seja do lado contrário, garantindo a existência de uma fenda na zona central do modelo.

Os resultados numéricos calculados encontram-se apresentados na Tabela 4.1-1.



**Fig. 4.1-4 - Modelo Tridimensional de Placa.**

Tabela 4.1-1 - Resultados numéricos obtidos para as placas fissuradas.

	Nó <sub>(i)</sub>	Nó <sub>(f)</sub>	K <sub>I</sub> (MPa√m)	Erro Relativo à Norma (%)	J (kPa.m)
<b>Fenda Lateral</b>	<b>185</b>	<b>514</b>	39,73	- 0,69	23,56
<b>Fendas Laterais</b>	<b>67</b>	<b>396</b>	29,53	- 5,52	13,01
<b>Fenda Central</b>	<b>176</b>	<b>505</b>	18,34	-5,64	5,02

## 4.2. VALIDAÇÃO DOS RESULTADOS NUMÉRICOS PARA DIFERENTES GEOMETRIAS DE PLACAS FISSURADAS

Neste capítulo serão apresentados e analisados os resultados referentes à simulação numérica computacional do provete CT em EPD e EPT. Será apresentado também o procedimento para o cálculo teórico dos valores dos Factores de Intensidade de Tensão bem como do Integral  $J$ .

Pretende-se neste capítulo:

- Apresentar a evolução do Factor de Intensidade de Tensão  $K$  e do Integral  $J$  ao longo do provete CT, considerando estado plano de tensão e estado plano de deformação, para diferentes comprimentos de fenda ( $0,45W$ ,  $0,50W$  e  $0,55W$ ), para os três modos de carregamento (I, II e III);

- Simular o provete CT em estado plano de tensão segundo as condições dos ensaios experimentais e avaliar o erro relativo à simulação numérica utilizada para EPT.

- Verificar a validade dos valores de  $K$  e  $J$  do provete CT obtidos na simulação numérica comparando com a teoria.

Em anexo (A.7) encontra-se a simulação do provete CT, para estado plano de tensão, segundo as condições dos ensaios experimentais (figs.4.2-1 e 4.2-2).

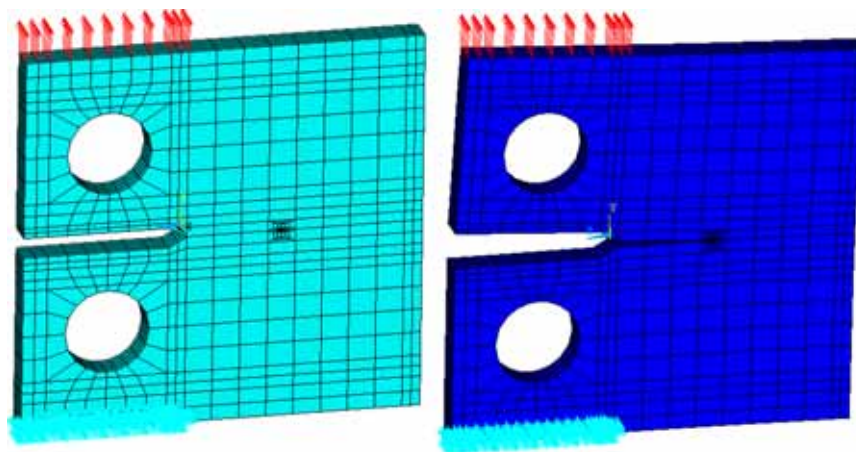
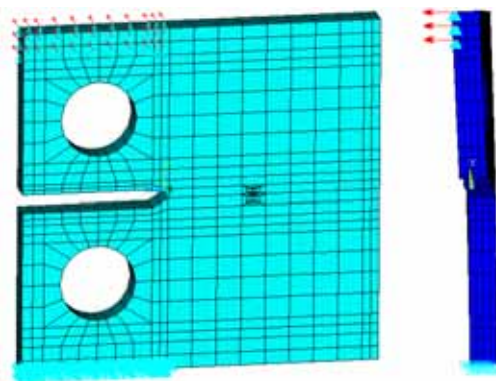


Fig. 4.2-1 - Provete CT para EPT sob condições de carregamento semelhantes às experimentais para modo I.

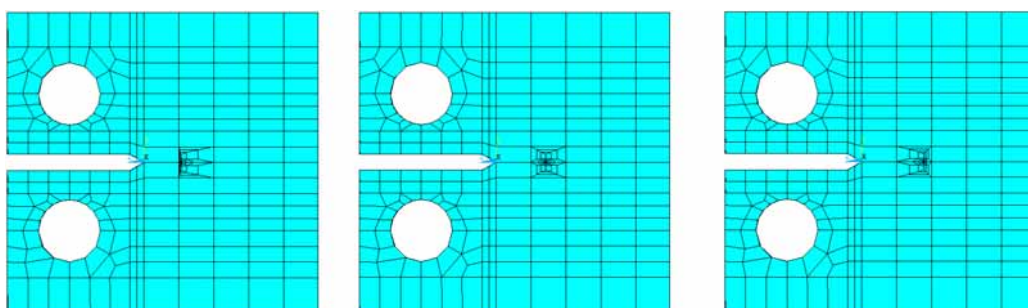


**Fig. 4.2-2 - Provete CT para EPT sob condições de carregamento semelhantes às experimentais para modo III.**

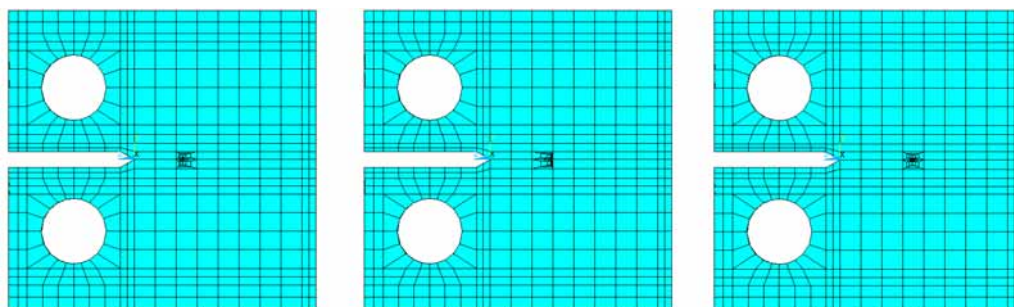
### **4.2.1. COMPRIMENTO DE FENDA NO PROVETE CT**

Os resultados foram obtidos para diferentes comprimentos de fissura, especificamente para  $a/W = 0,45$ ,  $a/W = 0,50$  e  $a/W = 0,55$ , considerando estado plano de deformação e estado plano de tensão.

Para cada um dos casos foram aplicados os três modos de carregamento individualmente. Nas seguintes figuras estão apresentados os modelos fissurados com a evolução da propagação da fenda ao longo da largura do provete.



**Fig. 4.2.1-1 - Comprimento da fenda para EPD (a)  $a/W=0,45$  (b)  $a/W=0,50$  (c)  $a/W=0,55$ .**



**Fig. 4.2.1-2 - Comprimento da fenda para EPT (a)  $a/W=0,45$  (b)  $a/W=0,50$  (c)  $a/W=0,55$ .**

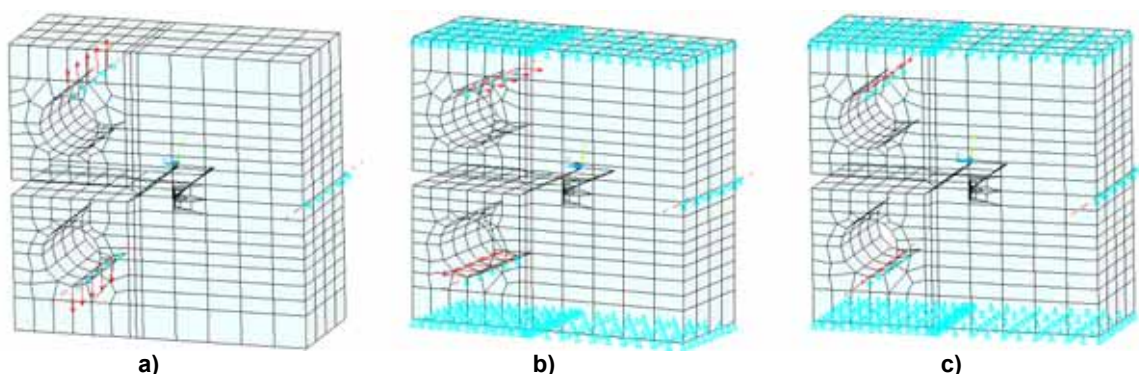
## 4.2.2. RESULTADOS DE K E J PARA ESTADO-PLANO DE DEFORMAÇÃO AO LONGO DA FENDA

A carga total aplicada foi de 100N, o que significa a aplicação de forças concentradas de 20 N em cada um dos 5 nós ao longo da espessura, na direcção do carregamento pretendido.

Foram colocados constrangimentos nos nós que se encontram na linha contida na face oposta à extremidade da fenda, sendo que um deles está constrangido em todas as direcções para garantir que não se verifica movimento de corpo rígido.

Além destes, foram colocados constrangimentos nos nós em que são aplicadas as forças concentradas ao longo da espessura, para garantir que a aplicação da força simula exactamente o que acontece na teoria para os diferentes modos de carregamento e prevenindo a alteração do braço da força em relação à extremidade da fenda.

Para os modos II e III de carregamento foi necessário constrangir as faces superior e inferior do provete. No anexo A.2 são apresentados os constrangimentos impostos em cada um dos modelos para EPD.



**Fig. 4.2.2-1 - Modelo tridimensional em EPD para diferentes modos de carregamento:  
(a) modo I (b) modo II (c) modo III.**

Os valores de K e J considerados são relativos ao nó que se encontra a meio da espessura do provete, pois é aquele que traduz os resultados mais precisos, isto é, que não incluem o efeito de superfície nos valores calculados para J ou K.

São obtidos resultados para três comprimentos de fenda diferentes e uma curva é interpolada através de um polinómio de 2º grau, que traduz a evolução dos parâmetros ao longo da propagação de fenda. São impostos os três carregamentos no provete CT em EPD, individualmente. Os resultados numéricos são apresentados juntamente com a curva teórica de  $K_I$  obtida através das normas *ASTM E399/ASTM E647*.



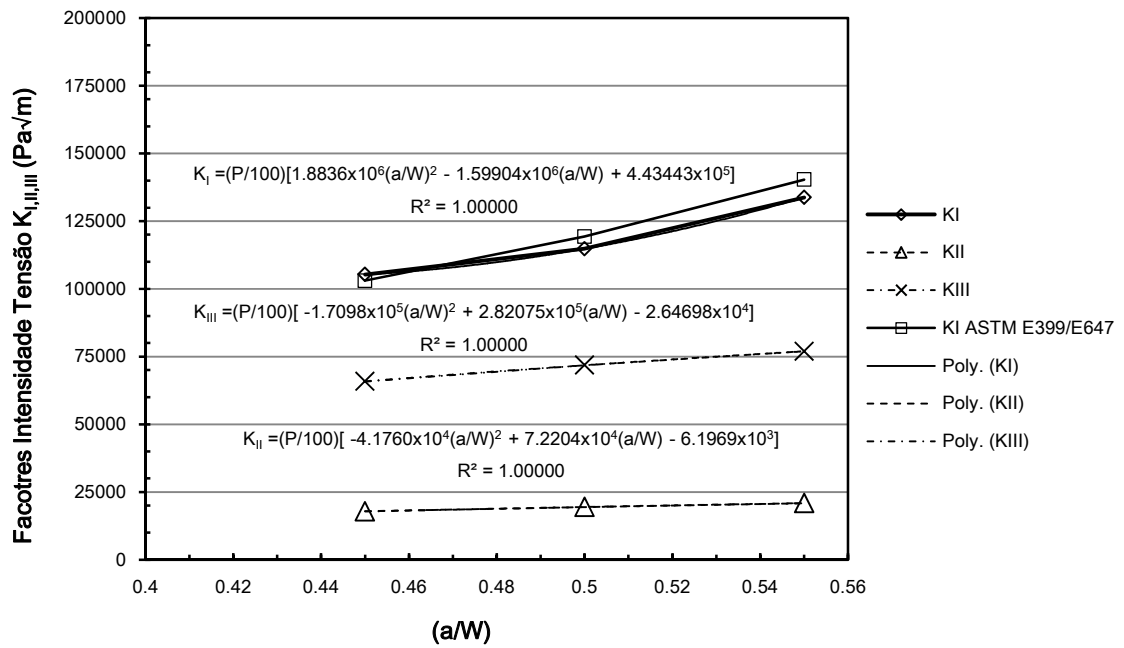


Fig. 4.2.2-2 - Resultados de K calculados para os modos I,II e III em EPD. A força P deverá ser introduzida em [N].

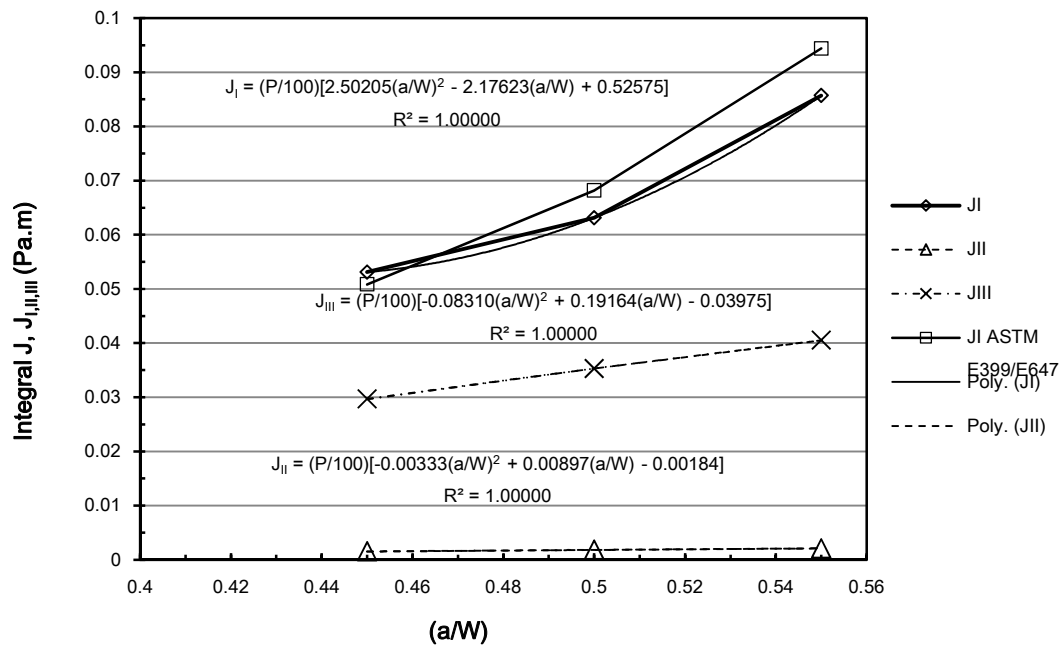
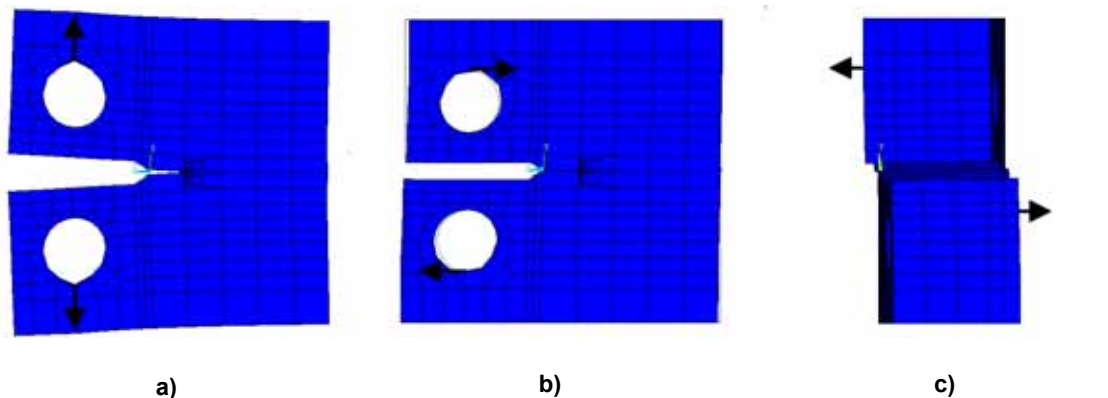


Fig. 4.2.2-3 - Resultados do integral-J calculados para os modos I,II e III em EPD. A força P deverá ser introduzida em [N].

Na fig.(4.2.2-4) são apresentados os modelos tridimensionais sujeitos aos três tipos de carregamento. É possível verificar que a deformação se assemelha à que se observa nos modelos teóricos e experimentais.



**Fig. 4.2.2-4 - Modelos tridimensionais deformados em EPD sob diferentes modos de carregamento (a) modo I (b) modo II (c) modo III.**

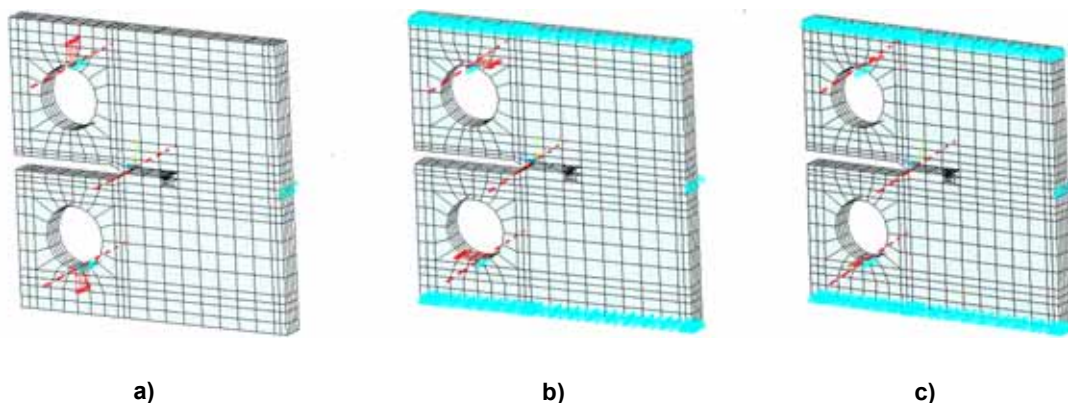
### **4.3. RESULTADOS DE K E J PARA ESTADO-PLANO DE TENSÃO AO LONGO DA FENDA**

A força de 100N é distribuída por diversas forças concentradas de 20 N aplicadas em nós distribuídos por uma linha. Na prática, a força distribuída por vários nós é equivalente à aplicação de uma única força concentrada (de intensidade igual à soma das intensidades das forças nos vários nós) aplicada no centro geométrico da linha considerada.

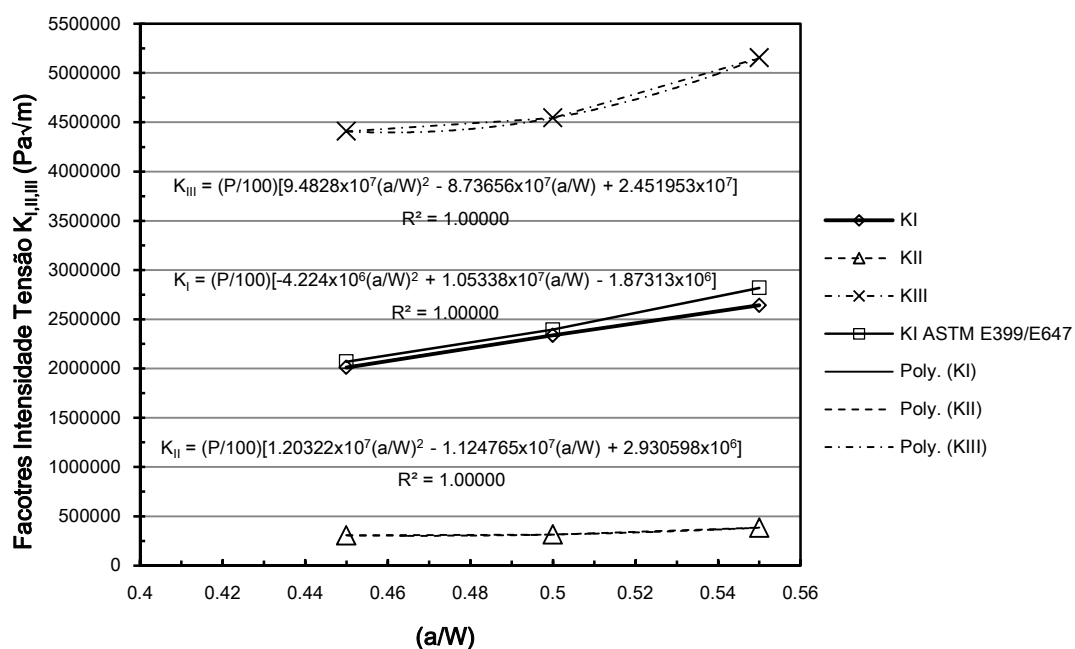
A nível de carregamentos e constrangimentos, os casos apresentados para EPD são muito semelhantes a EPT.

Para os modos II e III de carregamento foi também necessário constranger as faces superior e inferior do provete simulando o deslizamento paralelo entre planos.

No anexo A.5 são apresentados os constrangimentos impostos em cada um dos modelos para EPT. No anexo A.6 são apresentados os ficheiros \*.zcr e resultados obtidos do ficheiro de relatório \*.rep do *Zencrack* para estado-plano de tensão.



**Fig. 4.3-1 - Modelo tridimensional em EPT sob diferentes modos de carregamento  
(a) modo I (b) modo II (c) modo III.**



**Fig. 4.3-2 - Resultados de K calculados para os modos I,II e III em EPT. A força P deverá ser introduzida em [N].**

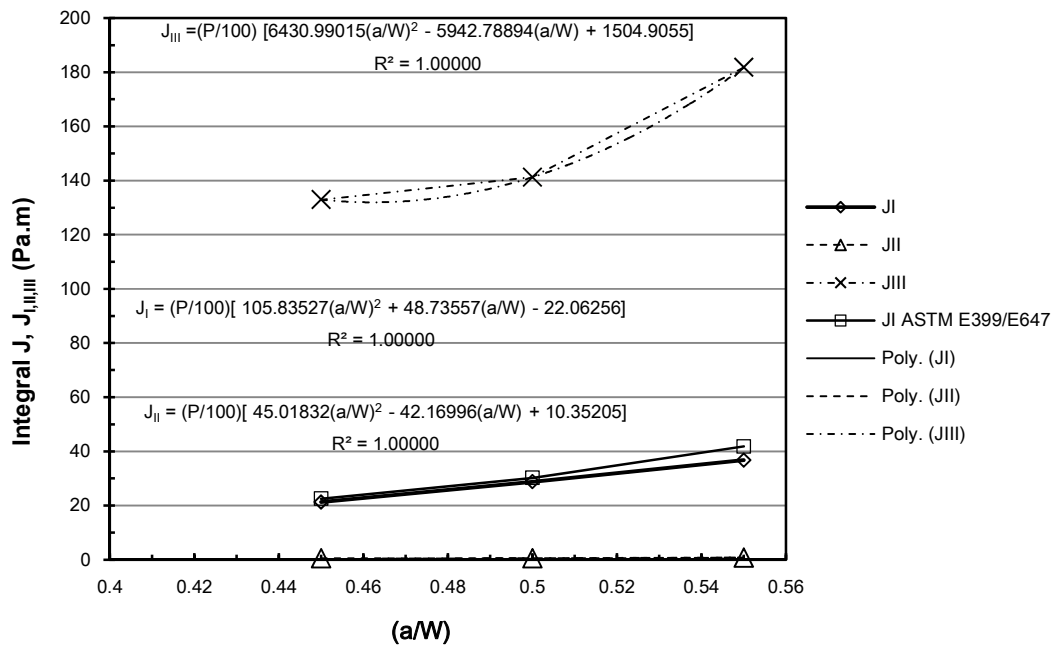


Fig. 4.3-3 - Resultados do integral-J calculados para os modos I,II e III em EPT. A força P deverá ser introduzida em [N].

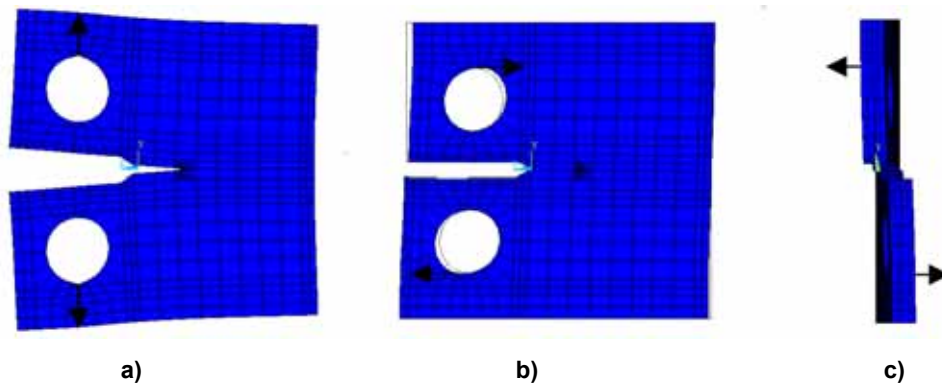


Fig. 4.3-4 - Modelos tridimensionais deformados em EPT sob diferentes modos de carregamento (a) modo I (b) modo II (c) modo III.

## 4.4. ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS NUMÉRICOS

Neste capítulo são analisados e discutidos os resultados numéricos das simulações computacionais e os resultados analíticos obtidos durante o trabalho. A analogia entre as duas abordagens é feita através do cálculo do erro relativo.

Pretende-se neste capítulo:

- Verificar se os resultados numéricos se encontram de acordo com a teoria, e validar a simulação feita através do *Zencrack*®.
- Comparar as duas simulações feitas para o provete em EPT, uma de acordo com a teoria e a outra simulando as condições a que o provete estará sujeito durante o ensaio experimental.

### 4.4.1. INFLUÊNCIA DO ZENCRACK NOS RESULTADOS

O *Zencrack*® revelou ser uma ferramenta bastante útil na simulação numérica dos diferentes casos apresentados. No entanto apresenta algumas limitações relacionadas com a criação da malha de elementos finitos que, por sua vez, irão influenciar os resultados. Uma vez que a criação da malha fendada é automática, apesar da facilidade de introdução dos *crack-blocks*, torna-se impossível definir com precisão o refinamento na zona envolvente à extremidade da fenda, uma vez que essa informação é inerente às características do elemento introduzido.

A escolha do tipo de blocos utilizados para serem introduzidos na malha também influencia, embora pouco, os resultados obtidos. Para o trabalho desenvolvido, o *crack-block* escolhido apresenta três contornos, o que equivale a três ciclos de cálculo de  $\sigma$  e  $\epsilon$ . Esta pode ser uma limitação se não existir convergência de valores, uma vez que o resultado final é obtido através de uma média entre o segundo e terceiro contornos.

## 4.4.2. RESULTADOS NUMÉRICOS

### Placas Fissuradas

Na tabela (4.4.2-1) são apresentados os resultados que foram obtidos para cada um dos três casos de fenda passante estudados numa placa finita bidimensional (fenda lateral, duas fendas laterais e fenda central). Verificou-se que existe um erro relativo pouco significativo, aceitável para o tipo de simulação e de elementos utilizados. Estes tratam-se de casos mais simples, realizados no intuito de validar os resultados obtidos pelo programa.

Tabela 4.4.2-1 - Comparação dos resultados de  $K_I$  numa placa bidimensional com fenda.

Tipo de Fenda	Resultados Analíticos de $K_I$ (MPa $\sqrt{m}$ )	Resultados Numéricos de $K_I$ (MPa $\sqrt{m}$ )	Erro Relativo à Norma (%)
Fenda Lateral	40,00	39,73	0,675
Fendas Laterais	31,25	29,53	5,504

### Provete CT

A qualidade dos resultados obtidos é influenciada pela qualidade da malha, pelo tipo de elementos utilizados e pelo modo como os constrangimentos e carregamentos estão definidos no modelo. É difícil reproduzir fielmente o caso teórico, pois para cada modo haverá influência dos factores de intensidade de tensão referentes aos outros modos de carregamento (ainda que de várias ordens de grandeza de diferença). Isto também acontece porque a abertura da fenda não ocorre em condições ideais na vizinhança da sua extremidade. Por exemplo, para modos II e III o deslizamento entre as superfícies superior e inferior na zona em torno da extremidade da fenda não é perfeitamente horizontal, o que irá resultar em valores residuais de

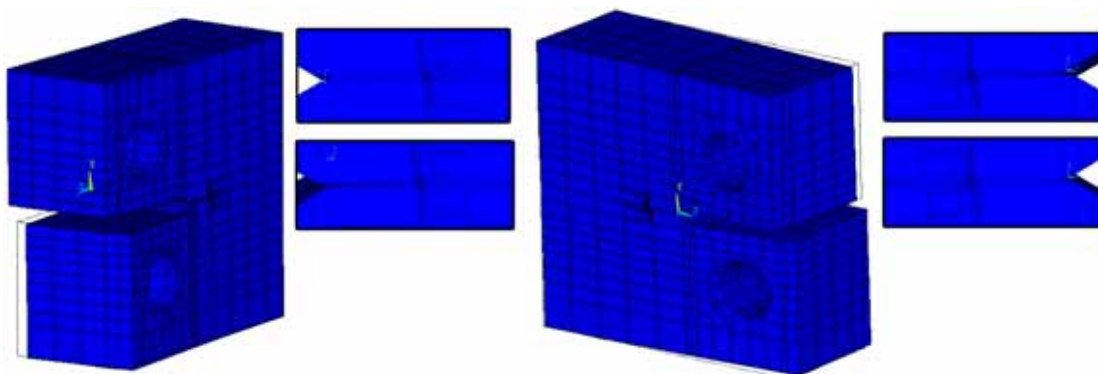
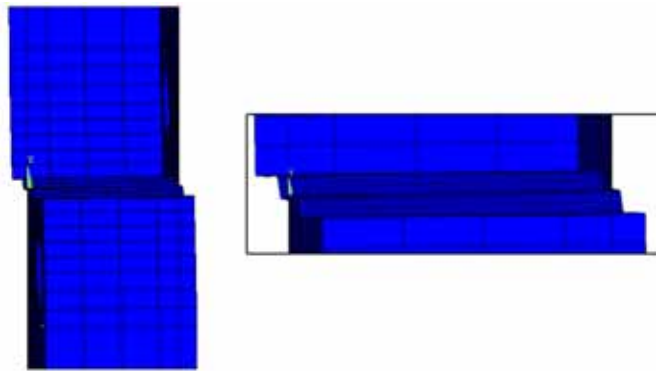
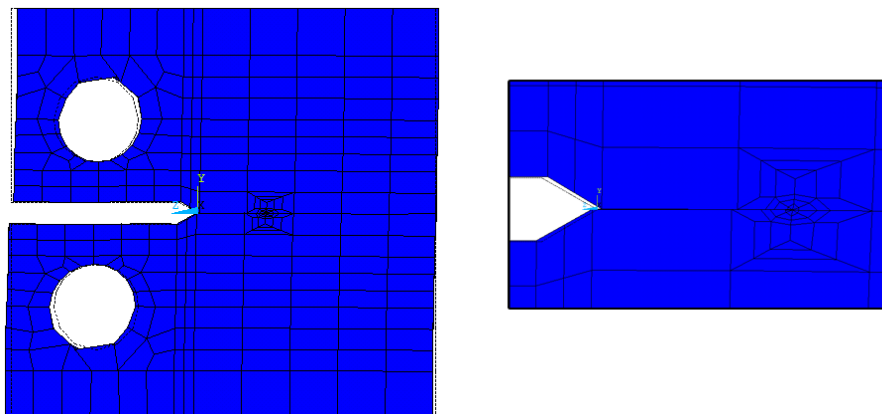


Fig. 4.4.2-1 - Vistas laterais do provete em EPD sob modo III de carregamento e vista pormenorizada da frente de fenda.



**Fig. 4.4.2-2 - Plano de fenda não-horizontal, simulação do modo III de carregamento para EPD.**

Para modo III, é possível observar que o plano de fenda não é perfeitamente horizontal e paralelo às superfícies superior e inferior (fig.4.4.2-1), uma vez que não está restringido. Na fig.(4.4.2-2) é possível verificar que, na extremidade da fenda, os planos superior e inferior não estão perfeitamente alinhados o que irá gerar um valor de  $K_{III}$  nos resultados obtidos e influenciar o valor da taxa de libertação de energia calculada através do *Zencrack*®.



**Fig. 4.4.2-3 - Plano de fenda não-horizontal, simulação do modo II de carregamento para EPD.**

Na figura (4.4.2-3), apesar de quase imperceptível, é possível observar-se com maior pormenor no *ANSYS*® que o plano da fenda é quase horizontal embora não seja paralelo às superfícies superior e inferior do provete. Desta maneira, o modelo computacional não corresponde na totalidade ao caso teórico de abertura da fenda, embora os resultados obtidos para  $K_{II}$  sejam numericamente válidos.

Simultaneamente, a distribuição do factor de intensidade de tensão ao longo da espessura varia, isto é, considera-se que a superfície livre se encontra em estado plano de tensão e, à medida que se desloca para o interior da espessura, estabelece-se um estado plano de deformação, razão pela qual os resultados apresentados são relativos aos valores calculados a meia espessura do provete.

## Comparação dos resultados para Modo I

Na tabela (4.4.2-2) são apresentados os resultados de teóricos e numéricos para o provete CT em EPD. O modo I é o único que permite efectuar uma comparação directa com a teoria com recurso às normas da ASTM (E399 e E647).

Tabela 4.4.2-2 - Análise de Resultados de  $K_I$  para o Provete CT, EPD.

Comprimento de Fenda (a/W)	Resultados Analíticos de $K_I$ , ASTM E399/E647 ( $\text{Pa}\sqrt{\text{m}}$ )	Resultados Numéricos de $K_I$ ( $\text{Pa}\sqrt{\text{m}}$ )	Erro Relativo à Norma (%)
0,45	102590,25	105304,00	2,65
0,50	118145,03	114823,00	-2,81
0,55	138533,78	133760,00	-3,44

Na tabela seguinte são apresentados os resultados teóricos e numéricos de para o provete CT em EPT.

Tabela 4.4.2-3 - Análise de Resultados de  $K_I$  para o Provete CT, EPT.

Comprimento de Fenda (a/W)	Resultados Analíticos de $K_I$ , ASTM E399/E647 ( $\text{Pa}\sqrt{\text{m}}$ )	Resultados Numéricos de $K_I$ ( $\text{Pa}\sqrt{\text{m}}$ )	Erro Relativo à Norma (%)
0,45	1977750,09	2011720,00	1,72
0,50	2372623,10	2337770,00	-1,47
0,55	2782075,86	2642700,00	-5,01

Para modo I, podemos verificar então que a diferença entre os resultados teóricos e numéricos é mínima, sendo o maior valor de erro relativo registado de aproximadamente 5% o que, para o caso considerado, é perfeitamente aceitável. É de notar também que a curva que traduz os resultados numéricos de se desvia da teórica com a progressão da fenda.

Os resultados que figuram na tabela que se segue, são referentes à simulação computacional dos provetes em modo I para EPT, garantindo condições de carregamento e constrangimento semelhantes ao ensaio experimental.

Tabela 4.4.2-4 - Análise de Resultados de  $K_I$  para o Provete CT simulando o caso experimental, EPT.

Comprimento de Fenda (a/W)	Resultados Analíticos de $K_I$ , ASTM E399/E647 ( $\text{Pa}\sqrt{\text{m}}$ )	Resultados Numéricos de $K_I$ ( $\text{Pa}\sqrt{\text{m}}$ )	Erro Relativo à Norma (%)
0,45	1977750,09	2016530,00	1,961
0,50	2372623,10	2342760,00	-1,26
0,55	2782075,86	2648670,00	-4,80

Os resultados obtidos são muito semelhantes, o que valida o método utilizado.

O valor do erro relativo é inferior a 5% e pode ser causado pela falta de precisão na colocação de constrangimentos e simplificações utilizadas para a aplicação do MEF.



No sentido de contornar esta questão, seria necessária a utilização de uma malha com maior grau de refinamento e mais elementos ao longo da espessura, o que teria por consequência um maior número de nós avaliados.

Na tabela (4.4.2-5) é apresentada uma análise comparativa entre as simulações numéricas dos casos teórico e experimental para o provete em EPT, para modo I

Tabela 4.4.2-5 - Análise Comparativa entre os Resultados Numéricos para EPT.

<b>Comprimento de Fenda (a/W)</b>	<b>Resultados Numéricos EPT (Caso Teórico)</b>	<b>Resultados Numéricos EPT (Caso Experimental)</b>	<b>Erro Relativo ao Caso Teórico (%)</b>
<b>0,45</b>	2011720,00	2016530,00	0,24
<b>0,50</b>	2337770,00	2342760,00	0,21
<b>0,55</b>	2642700,00	2648670,00	0,23

A adaptação das condições de carregamento e constrangimento simulando o ensaio experimental não provocam uma alteração significativa dos resultados garantindo a coerência matemática e física do problema.

Pode concluir-se que o modelo tridimensional e as condições de fronteira utilizadas são aceitáveis e que o software *Zencrack®* pode ser considerada uma mais-valia no domínio da simulação numérica na área da Mecânica da Fractura.

## Dominância dos Modos I e III

Relativamente aos gráficos 4.2.2-2 e 4.3-2 é possível verificar que, submetendo o provete CT aos diferentes modos de carregamento, para estado plano de deformação e estado plano de tensão, existe dominância do modo I e do modo III, respectivamente. Simultaneamente, de acordo com a teoria, num componente de espessura finita, se um carregamento em modo II for aplicado, a fenda propagar-se-á segundo um ângulo de 70,6°, enquanto que para um carregamento em modo I, a fenda é expectável que propague a 0°. Contudo, se um modo misto de propagação for aplicado, a direcção de propagação não é fácil de prever, sendo necessário utilizar o critério da tensão tangencial máxima ou da energia de deformação para o fazer.

Para estado plano de deformação, tanto para o factor de intensidade de tensão como para o integral  $J$ , os valores relativos ao modo I apresentam uma variação polinomial de 2º grau, aumentam com a progressão da fenda que se traduz pela relação  $a/W$ . Já para o modo II e o modo III, o comportamento da curva é aproximadamente linear. O mesmo acontece para estado plano de tensão, onde o modo III é dominante e a curva apresenta o comportamento de um

polinómio de 2º grau, enquanto que as curvas que traduzem o modo I e o modo II, são aproximadamente lineares.

### **5. METODOLOGIA DO TRABALHO EXPERIMENTAL**

Neste capítulo é feita a apresentação dos resultados obtidos no decorrer do trabalho experimental e é feita a sua análise. Foram ensaiados três provetes sujeitos a modo I ou a modo III de carregamento. Os resultados são apresentados sob a forma de gráficos ou tabelas, ilustradas por imagens para entender com maior facilidade o trabalho desenvolvido.

#### **5.1. INTRODUÇÃO**

O trabalho experimental desenvolvido decorreu no laboratório de Mecânica Experimental do Departamento de Engenharia Mecânica do Instituto Superior Técnico, da Universidade de Lisboa, nomeadamente a iniciação e a propagação das fendas, assim como a análise das superfícies de fractura. A preparação dos provetes para o ensaio foi feita no Departamento de Engenharia Mecânica e Industrial da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa.

Ao longo do capítulo serão apresentados os materiais e provetes a ser ensaiados, com as respectivas geometrias e dimensões, os equipamentos utilizados para avaliar a propagação da fenda e por último será apresentada a metodologia e uma breve explicação da mesma.

#### **5.2. CARACTERIZAÇÃO DOS MATERIAIS METÁLICOS**

Os materiais ensaiados foram dois aços inoxidáveis austeníticos, nomeadamente o aço *AISI 316L* e o aço *Crómio-Manganês (Cr-Mn)*. Ambos apresentam valores de tensão à cedência e à rotura distintos. Estes valores são apresentados na seguinte tabela, para a temperatura ambiente de 24° C.

Tabela 5.2-1 - Tensões de cedência e de rotura para os aços inoxidáveis AISI 316L e Cr-Mn a 24°C [55].

	<b>Tensão Cedência, (MPa)</b>	<b>Tensão de Rotura, (MPa)</b>
<b>AISI 316L</b>	290	600
<b>Cr-Mn</b>	480	800

Na tabelas (5.2-2) e (5.2-3) são apresentadas as composições químicas dos aços inoxidáveis *AISI 316L* e *Cr-Mn*.

Tabela 5.2-2 - Composição química (% componente/unidade de peso) do aço inoxidável AISI 316L [56].

<b>Material</b>	<b>C (%)</b>	<b>Si (%)</b>	<b>Mn (%)</b>	<b>P (%)</b>	<b>S (%)</b>	<b>Cr (%)</b>	<b>Ni (%)</b>	<b>Mo (%)</b>	<b>N (%)</b>
<b>Min</b>	-	-	-	-	-	16,00	10,00	2,00	-
<b>Max</b>	0,03	1,00	2,00	0,045	0,03	18,00	14,00	3,00	0,10

Tabela 5.2-3 - Composição química (% componente/unidade de peso) da liga de Cr-Mn [55].

<b>Material</b>	<b>C (%)</b>	<b>Si (%)</b>	<b>Mn (%)</b>	<b>P (%)</b>	<b>S (%)</b>	<b>Cr (%)</b>	<b>Mo (%)</b>	<b>Ni (%)</b>	<b>Cu (%)</b>	<b>V (%)</b>	<b>N (%)</b>
Cr-Mn	0,05	0,34	6,54	0,02	0,001	18,31	0,10	4,40	0,16	0,06	0,18

O aço AISI 316L é um aço inoxidável austenítico e tem aplicações diversas. Apresenta uma boa resistência à corrosão de grande parte dos químicos existentes (sulfatos, fosfatos e outros sais) e em ambientes marinhos onde a acção da água e do sal actua como catalisador no processo de corrosão, sendo por isso muito utilizado na indústria naval (revestimento exterior de navios). A baixa percentagem de carbono reduz a possibilidade de corrosão abrindo uma nova possibilidade para a sua aplicação na indústria biomédica (implantes), farmacêutica e até joalharia. Outras grandes áreas de aplicação são a indústria alimentar, fotográfica e têxtil sendo também muito utilizado na construção de estações de tratamento e filtragem de água bem como “*pipelines*” [57,58].

Este tipo de aço inoxidável tem outras extensas aplicações desde as ferrovias às naves aerospaciais, incluindo automóveis e vários outros exemplos de transportes.

O aço inoxidável austenítico Cr-Mn é um aço com elevada resistência estrutural e elevada resistência à corrosão (ainda que menor do que a do aço AISI 316L), contendo na sua composição uma menor percentagem de níquel, motivo pelo qual é mais barato.

### 5.3. CARACTERIZAÇÃO DOS PROVETES

Os provetes utilizados nos ensaios experimentais são idênticos ao modelo tridimensional do provete CT utilizado na simulação numérica para estado plano de tensão. Para os provetes em aço *Cr-Mn*, o valor de espessura foi de 2,5 mm enquanto que para o aço *AISI 316L* a espessura foi de 3 mm. Por esta razão, juntamente com as propriedades mecânicas distintas dos materiais ensaiados, o número de ciclos necessários à iniciação e propagação de fenda em cada provete poderá variar, estando este factor directamente relacionado com a solicitação imposta.

Os provetes foram obtidos através de corte por jacto de água a partir de chapas metálicas. A zona do entalhe foi maquinada com recurso a uma fresa de disco, de eixo horizontal, e espessura de aproximadamente 2 mm, utilizando para o efeito baixas velocidades de rotação e de avanço da ferramenta.



Fig. 5.3-1 - Provetes utilizados no trabalho experimental (a,b) Aço Cr-Mn (c,d) Aço AISI 316L.

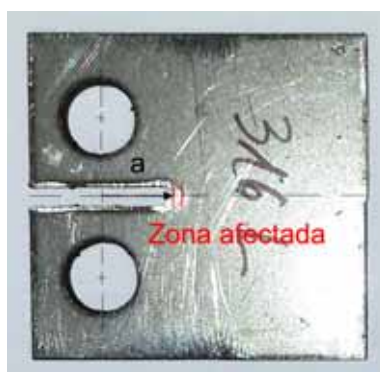


Fig. 5.3-2 - Zona afectada pelo encruamento do material junto ao entalhe.

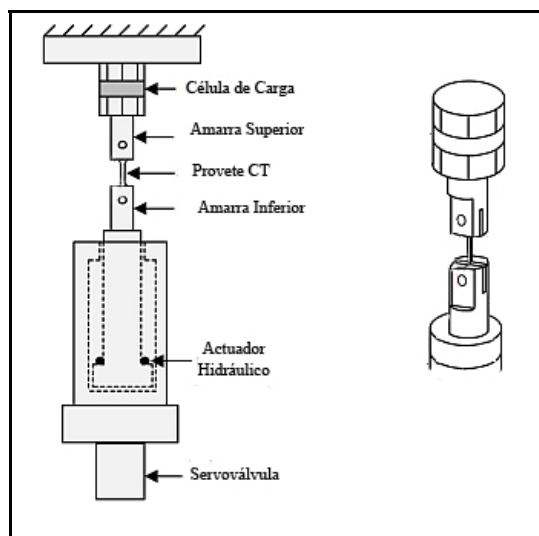
## 5.4. EQUIPAMENTO DE ENSAIO

### 5.4.1. MÁQUINA SERVO-HIDRÁULICA BIAxIAL

A máquina utilizada para a realização dos ensaios experimentais foi uma máquina servo-hidráulica biaxial da marca *Instron*, modelo 8874. Esta máquina é capaz de produzir esforços axiais (compressão e tracção, associados ao modo I) e esforços de torsão (associados ao modo III). É uma máquina que apresenta muito boa sensibilidade e fiabilidade.

Existem diversos componentes associados que permitem fazer o controlo da mesma e ajustar os parâmetros de ensaio [48]:

- o Programador, que fornece o sinal analógico de comando à máquina, assim como o parâmetro a controlar (deslocamento, carga ou deformação);
- o Servocomando, que faz os ajustes necessários para otimizar a resposta do sistema. Por exemplo, compara o sinal de comando com o sinal do parâmetro controlado, enviando um sinal de correcção (erro) à servo-válvula de comando do caudal de óleo, de modo a anular o erro;
- a Servo-válvula, que controla o volume e a direcção do caudal de óleo entre o gerador de pressão hidráulica e o actuador da máquina;
- o Actuador hidráulico, que fornece a força e o deslocamento exigido pelo ensaio. São em geral de duplo efeito para gerarem as forças de tracção e compressão necessárias a um ensaio de fadiga. A força que exercem é igual ao produto da pressão do óleo pela secção útil do actuador.
- a Célula de carga, que funciona normalmente com base em extensómetros (usa a resistência dos extensómetros eléctricos para converter uma força mecânica num sinal eléctrico proporcional, o qual pode ser medido pelo controlo electrónico);
- a Estrutura resistente (load frame), é a parte da máquina que suporta as cargas aplicadas ao provete pelo sistema actuador, assim como as forças de reacção geradas;
- as Amarras, ou dispositivo para fixação dos provetes a ensaiar. Nas figuras (5.4.1-1) e (5.4.1-2) encontram-se representados em perspectiva estes dispositivos.

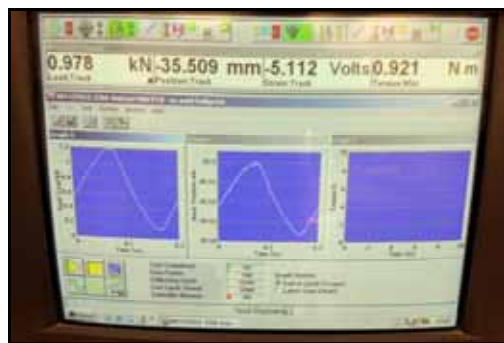


**Fig. 5.4.1-1 - Esquema geral de uma máquina servo-hidráulica.**



**Fig. 5.4.1-2 - Imagens da máquina servo-hidráulica biaxial utilizada nos ensaios de fadiga , marca Instron, modelo 8874.**

A introdução e aquisição de dados é feita através de um computador que está ligado à máquina servo-hidráulica, recorrendo a um programa informático próprio. No monitor é apresentado o gráfico relativo ao carregamento a ser aplicado e o número de ciclos efectuados (fig.5.4.1-3).



**Fig. 5.4.1-3 - Software de introdução e aquisição dos dados experimentais.**



**Fig. 5.4.1-4 - Consolas de comando da máquina servo-hidráulica Instron.**

## **5.4.2. LUNETA E SUPORTE**

Para efectuar o controlo visual do processo de iniciação e propagação da fenda, foi necessário recorrer a equipamento de ampliação. Este equipamento permite observar a fenda que é propagada com maior nitidez, processo que é também influenciado pela intensidade e direcção da iluminação. Foi utilizada uma luneta com um factor de ampliação de 30 e dois eixos graduados (horizontal e vertical) com resolução de  $0,5\mu\text{m}$ . Esta luneta foi colocada num suporte que assenta num mecanismo de parafuso sem-fim com resolução de  $0,1\mu\text{m}$  (sendo que cada rotação corresponde ao avanço de 1 mm).

A luneta deve ser colocada perpendicularmente à superfície do provete, de maneira a que a medida observada corresponda à medida real da fenda. Para auxiliar o trabalho de visualização da fenda foi utilizada uma luz quente.





**Fig. 5.4.2-1 - Material utilizado para medição da fenda : (a) Luneta e Suporte  
(b) Mecanismo de parafuso sem-fim e comparador.**

Para o controlo da propagação da fenda na superfície oposta do provete foi utilizada uma câmara, com entrada USB, que foi ligada ao computador, a partir da qual era possível a aquisição de dados sob a forma de imagem ou vídeo. A câmara USB apresenta uma boa resolução e uma imagem muito nítida após focagem. Esta também possui uma luz fria (branca) de intensidade ajustável.

A câmara, da marca *veho®*, modelo *discovery VMS-004 Deluxe*, foi colocada num suporte articulado ajustável.



**Fig. 5.4.2-2 - Câmera *veho®*, modelo *discovery VMS-004*.**



Fig. 5.4.2-3 - Câmera e suporte articulado.

## 5.5. METODOLOGIA

O objectivo dos ensaios experimentais é ensaiar o provete CT, simulando o estado plano de tensão, para dois materiais diferentes: o aço *Cr-Mn* e o aço *AISI 316L*. Com isto pretende-se:

- nuclear e fazer propagar uma fenda em modo I, ou em modo III, até ao limite do intervalo de validade compreendido entre 0,45W e 0,55W;
- obter as curvas que relacionam o avanço da fenda com o número de ciclos (a velocidade de propagação da fenda), nomeadamente os valores de *m* e *C* da Lei de Paris, para os provetes sujeitos a modo I e modo III de propagação;
- determinar o ângulo de propagação da fenda relativamente ao modo III;
- analisar as superfícies de fractura.

### 5.5.1. MONTAGEM EXPERIMENTAL

A montagem experimental é de extrema importância, pois é a etapa inicial que antecede os ensaios. Durante esta fase é necessário regular e afinar todos os parâmetros e máquinas essenciais na aquisição dos dados.

O controlo da propagação da fenda foi feito visualmente, através da luneta e da câmara USB, o que implicou a colocação destes dispositivos em suportes fixos para garantir que não existiria qualquer erro de paralaxe durante a medição. Outro aspecto importante é a intensidade, o tipo, e direcção da luz utilizada, razão pela qual foram utilizadas três fontes de luz, duas quentes e outra fria (câmara USB). No verso do provete a iluminação pode ser feita através da luz quente ou da luz fria, uma vez que para cada um dos casos os contrastes dos contornos e detalhes que se observam são diferentes. Ambas as superfícies do provete foram observadas e comparadas durante o ensaio.

A montagem experimental está exemplificada na fig.(5.5.1-1).

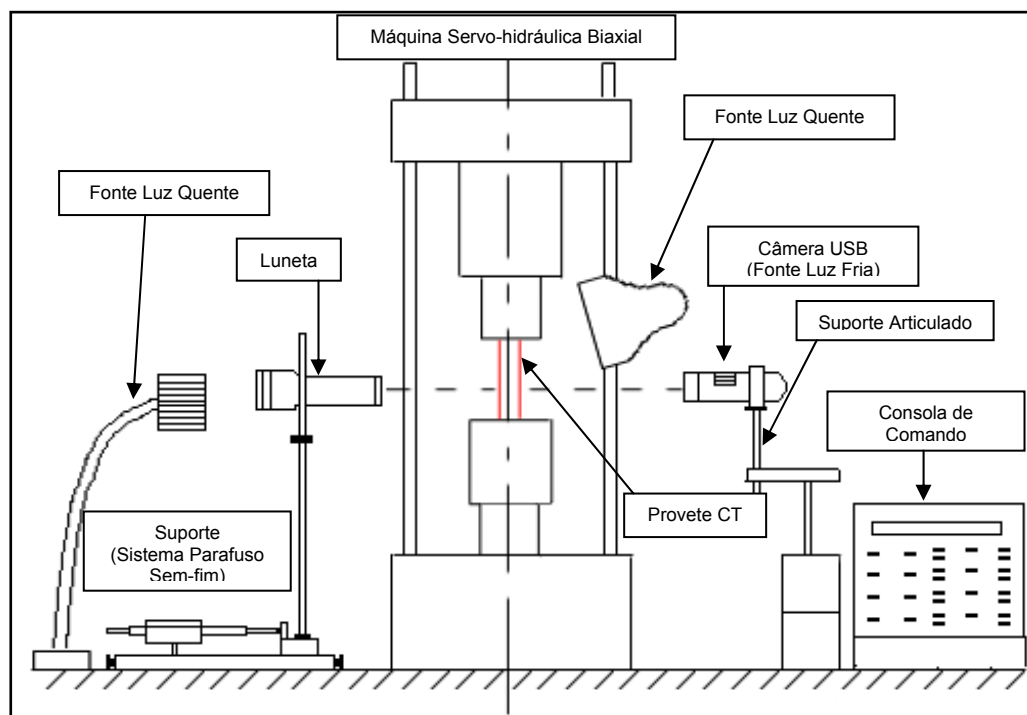


Fig. 5.5.1-1 - Esquema da montagem experimental.

Para realizar uma segunda verificação do comprimento da fenda propagada, foi colado um pedaço de papel milimétrico ao longo do provete, ilustrado na figura (5.5.1-2).

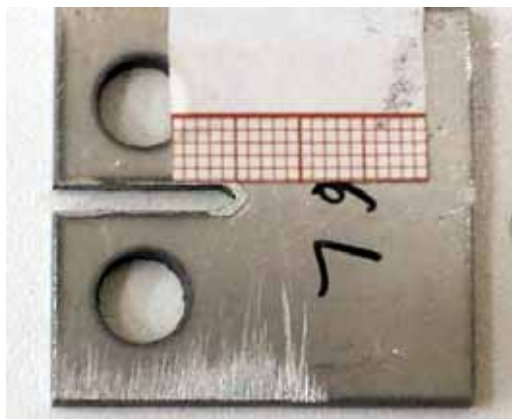


Fig. 5.5.1-2 - Colocação do papel milimétrico no provete e medição a partir do entalhe.

## 5.5.2. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

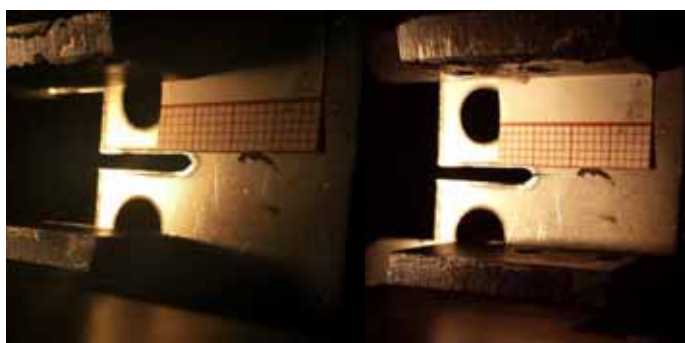
Antes de se proceder ao ensaio fez-se a circulação e o aquecimento do óleo, assim como a afinação dos parâmetros PID. A máquina encontra-se ligada a uma consola e a um computador através dos quais é possível adquirir os dados provenientes dos ensaios de fadiga [48].

Inicialmente foi feita a colocação do provete na máquina de maneira semelhante à idealizada na simulação computacional, em que as garras seguram o provete na zona do furo (fig.5.5.2-1a).

Seguidamente foi aplicada uma amplitude de carga suficiente, durante um determinado número de ciclos, de modo a efectuar a iniciação da fenda, sendo que se trata de um processo relativamente lento.

Assim que a fenda é iniciada, a máquina é parada e contabilizam-se os ciclos de iniciação. Seguidamente procede-se à fase de propagação e abertura da fenda em modo I durante um número de ciclos suficiente até ultrapassar a zona encruada, influenciada pela abertura do entalhe pela fresa de disco. Essa zona representa um raio com valor compreendido entre 1 a 2 mm.

Após o crescimento da fenda para além da zona de encruamento, é efectuado o ensaio em modo I ou em modo III conforme pretendido. No caso de se pretender ensaiar em modo III, o provete é recolocado na máquina, sendo alterado o seu constrangimento, tal como se ilustra na fig.(5.4.2-1b).



**Fig. 5.5.2-1 - Constrangimento do provete para dois carregamentos distintos :  
(a) modo I (b) modo III.**

A fenda é propagada e, ao fim de cada uma das etapas, é contabilizado o número de ciclos. Os valores de amplitude de carga e frequência podem sofrer pequenos ajustes ao longo do ensaio, conforme o comportamento do material e a velocidade de propagação da fenda.

Para facilitar o trabalho de medição do comprimento da fenda após ocorrência da fractura do provete são realizadas algumas marcações na superfície de fractura do material. Estas marcações podem ser feitas variando a amplitude de carga ou a frequência.



**Fig. 5.5.2-2 - Montagem experimental.**

### 5.5.3. ENSAIOS EXPERIMENTAIS REALIZADOS

Foram realizados 3 ensaios à fadiga, um em modo I de carregamento, para o aço *Cr-Mn*, e dois em modo III de carregamento para o aço *Cr-Mn* e para o aço *AISI 316L* respectivamente.

Os provetes foram solicitados por um carregamento cíclico do tipo sinusoidal que é apresentado na interface do programa informático de controlo da máquina. Porém, esta curva, pode sofrer algumas alterações, devidas à falta de rigidez do provete, frequentemente originado pela solicitação do material a um valor de frequência ou de amplitude de carga desadequada (fig.5.5.3-1). Quando isto acontece, e a segurança do provete ou o normal funcionamento do ensaio é afectado, a máquina pára imediatamente e é apresentada uma mensagem de erro.

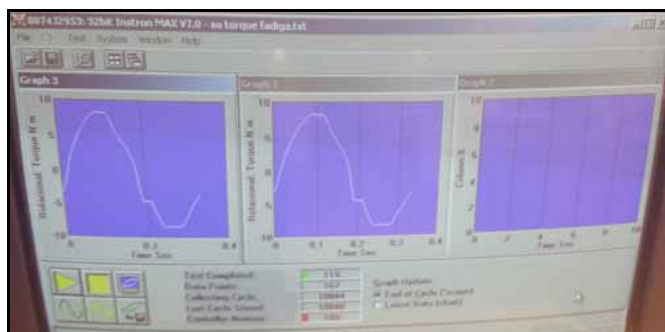


Fig. 5.5.3-1 - Efeito de falta de rigidez do provete verificado através da perturbação da curva de carregamento apresentada pelo software da máquina.

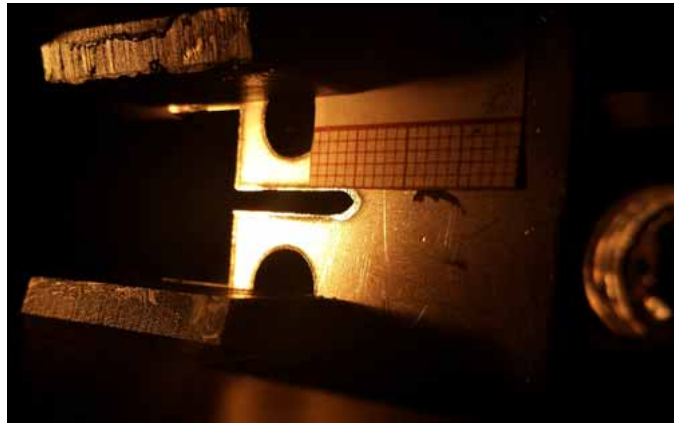
Tabela 5.5.3-1 - Ensaios experimentais realizados.

Ensaio	Material	Iniciação/Propagação	Propagação
1	Aço <i>AISI 316L</i>	Modo I	Modo III
2	Aço <i>Cr-Mn</i>	Modo I	Modo I
3	Aço <i>Cr-Mn</i>	Modo I	Modo III

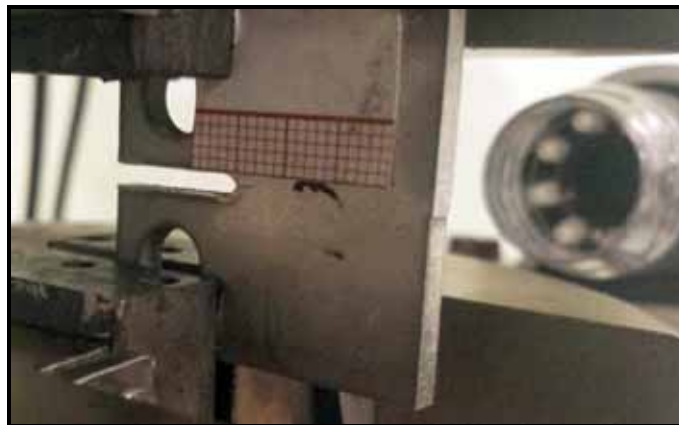
#### ENSAIO 1

No ensaio 1 foi ensaiado o provete CT, em aço *AISI 316L*, com uma espessura de 3 mm.

O ensaio começou por ser realizado em modo I, para iniciação de uma fenda com origem no entalhe. Considerando  $P = 2500N$ ,  $a = 7,5mm$ ,  $B = 3mm$  e  $W = 26mm$ , conclui-se que o factor de intensidade de tensão, presente na extremidade da fenda com 1 mm de comprimento medido desde o entalhe, era igual a  $26,8 MPa.m^{0.5}$  (capítulo 3.9). Utilizou-se uma razão entre tensões,  $R$ , igual a 0,1 ( $P_{min} = 250N$ ).



**Fig. 5.5.3-2 - Processo de iniciação e abertura da fenda em modo I para o ensaio 1, AISI 316L.**



**Fig. 5.5.3-3 - Fenda propagada em modo I para o ensaio 1, AISI 316L**

A fase de iniciação da fenda durou aproximadamente 210 144 ciclos, a partir dos quais a fenda começou a propagar até uma dimensão final de aproximadamente  $6,5+2,25 \text{ mm}$  (fig.5.5.3-3) que durou cerca 47860 ciclos, encontrando-se já fora da zona de encruamento de material. Procedeu-se à segunda fase do ensaio, em modo III, considerando a razão entre tensões  $R=-1$ , correspondendo a um binário alternado positivo e negativo.

A fase de transição entre os dois modos de carregamento caracterizou-se por uma velocidade de propagação da fenda quase nula, uma vez que o material teve que se acomodar ao novo tipo de solicitação a que era sujeito. O ensaio em modo III provocou uma alteração na direcção de propagação da fenda, tal como era expectável. Esta ramificou-se em duas, fazendo a direcção de propagação entre  $66^\circ$  e  $70^\circ$  relativamente à horizontal (fig.5.5.3-4). Uma vez que se tratava de um caso menos estudado e conhecido, foi necessário ajustar o valor de binário a aplicar pela máquina, que no final atingiu os 10,5 N.m. O número total de ciclos de propagação foi de 316 260, correspondendo a totalidade do ensaio a 526 404 ciclos. Por último o provete foi aberto para observação das superfícies de fractura.

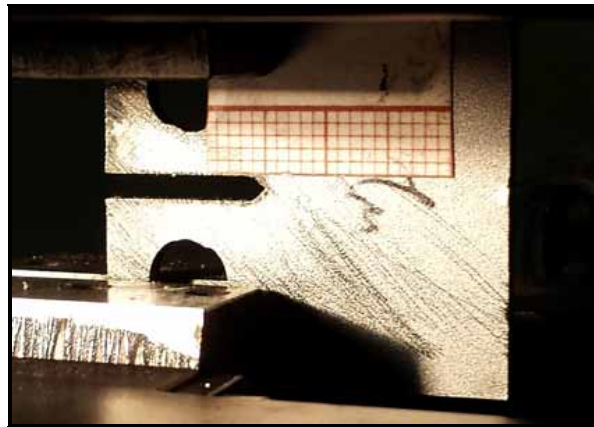


**Fig. 5.5.3-4 - Fenda ramificada propagada em modo III para o ensaio 1, AISI 316L.**

## ENSAIO 2

No ensaio 2 foi utilizado um provete de aço *Cr-Mn* com espessura de 2,5 mm.

Todo o processo, desde a iniciação à propagação da fenda, foi feito em modo I. A razão entre tensões foi igual a 0.1 e consideraram-se os seguintes valores  $P = 2500N$ ,  $a = 7,5mm$ ,  $B = 2.5mm$  e  $W = 26mm$ . O factor de intensidade de tensão, presente na extremidade da fenda com 1 mm de comprimento, medido desde o entalhe, era igual a  $32,2 \text{ MPa.m}^{0.5}$  (capítulo 3.9).



**Fig. 5.5.3-5 - Processo de iniciação e abertura da fenda em modo I para o ensaio 2, Cr-Mn.**

A fase de iniciação da fenda durou aproximadamente 252 000 ciclos a partir dos quais a fenda começou a propagar. A amplitude de carga, desde o momento em que a fenda começou a propagar, foi mantida até ao final do ensaio, tendo a fenda propagado um total de 6,5+9,9 mm ao longo de 61786 ciclos, totalizando 313 786 ciclos.



Durante o ensaio foram realizadas 3 marcações no material através da variação do valor da razão entre tensões para  $R=0,2$ . Com estas marcações foi comparado o número de ciclos ocorridos e o comprimento da fenda propagada.

### ENSAIO 3

No ensaio 3 foi utilizado um provete de aço *Cr-Mn* sujeito a modo III de carregamento. O procedimento de ensaio foi muito semelhante ao descrito no ensaio 1 variando somente os valores de frequência e de carga aplicados. A razão entre tensões foi igual a 0.1 e consideraram-se os seguintes valores  $P = 2500N$ ,  $a = 7,5mm$ ,  $B = 2,5mm$  e  $W = 26mm$ . O factor de intensidade de tensão, presente na extremidade da fenda com 1 mm de comprimento, medido desde o entalhe, era igual a  $32,2 MPa.m^{0.5}$  (capítulo 3.9). Todo o processo de iniciação e propagação inicial da fenda foi em modo I e só posteriormente a fenda foi propagada em modo III.



Fig. 5.5.3-6 - Processo de iniciação e abertura da fenda em modo I para o ensaio 3, AISI 316L.

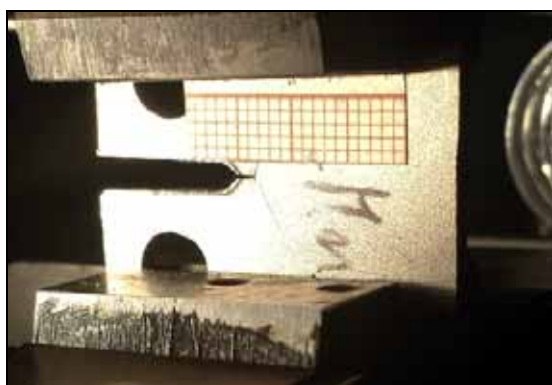


Fig. 5.5.3-7 - Fenda propagada em modo III para o ensaio 3, AISI 316L.

A fase de iniciação e propagação da fenda até atingir  $6,5+1,9 mm$ , fora da zona encruamento, durou aproximadamente 59 754 ciclos.

A segunda etapa, ensaio em modo III, durou 348 194 ciclos e foram realizadas 5 marcações, através da variação de frequência do carregamento aplicado pela máquina. O número total de ciclos foi de 407 948.

As 5 marcações foram realizadas com um valor de razão entre tensões de  $R=-1$  e com valores de frequência diferentes do utilizado durante a fase de propagação.

# **6. APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS**

## **6.1. INTRODUÇÃO**

Neste capítulo é feita a apresentação e análise dos resultados obtidos no decorrer do trabalho experimental. É feita a caracterização geométrica da fenda para cada um dos provetes após realizados os ensaios, são apresentadas as curvas características da Lei de Paris e é feita a observação e análise das superfícies de fractura resultantes.

## **6.2. CARACTERIZAÇÃO GEOMÉTRICA DA FENDA**

Após a realização dos ensaios experimentais de cada um dos provetes foi feita a caracterização geométrica da fenda propagada, para cada um dos casos, no intuito de avaliar o total comprimento da fenda e a direcção em que ocorreu. Os resultados apresentados neste capítulo são uma verificação do trabalho já realizado.

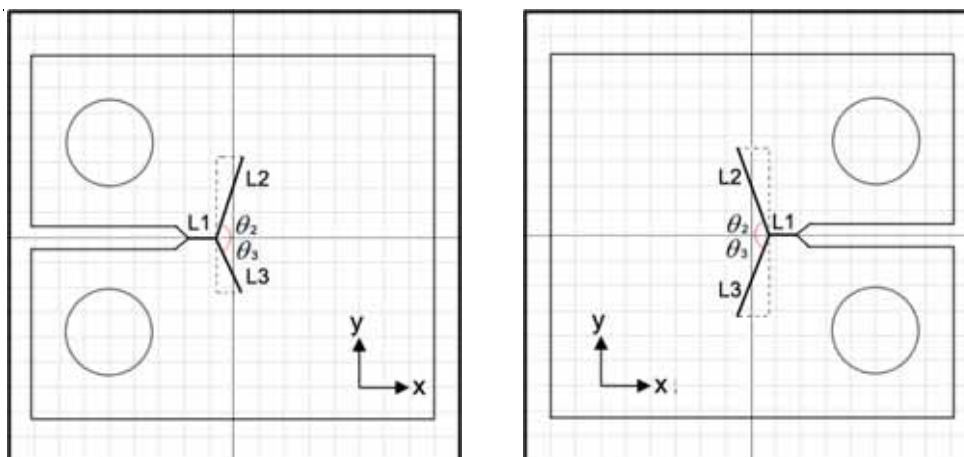
### **6.2.1. ENSAIO 1**

Cada um dos provetes foi analisado após o ensaio e foi feita a caracterização geométrica da fenda, no que se refere às dimensões e direcção de propagação. Embora as medidas apresentadas não sejam exactas, uma vez que a fenda propagada não segue uma direcção perfeitamente linear, é possível estabelecer um intervalo de valores provável para a ocorrência do fenómeno (modo III).

Tipicamente, para modo I a propagação da fenda ocorre a 0°, perpendicular à direcção de aplicação da carga. Tal é verificável tanto na literatura, como nos testes experimentais realizados durante o trabalho da dissertação.

Através da análise dos provetes, foi possível verificar que a velocidade de propagação das fendas em modo III não é sempre igual em ambas as faces do provete e ocorre de dentro para fora. No interior, sensivelmente a meio da espessura, a velocidade é mínima.

Seguidamente são apresentados esquemas dos provetes fissurados.



**Fig. 6.2.1-1 - Provette fendado relativo ao ensaio 1, AISI 316L:  
(a) frente (b) verso.**

Tabela 6.2.1-1 - Dimensões da fenda propagada para o ensaio 1, AISI 316 L.

	L1 (mm)	L2 eixo x (mm)	L2 eixo y (mm)	L2  (mm)	$\theta_2$ (°)	L3 eixo x (mm)	L3 eixo y (mm)	L3  (mm)	$\theta_3$ (°)
<b>Frente</b>	2,25	2,15	6,50	6,85	71,7	2	5,50	5,85	70,02
<b>Verso</b>	-	2,50	7,00	7,43	70,35	2,75	6,50	7,06	67,1

Através da (tab.6.2.1-1) é possível verificar que a direcção de propagação da fenda correspondente a modo III para o ensaio 1 se situou no intervalo entre 67 e 72°. Estes resultados estão de acordo com os resultados obtidos a nível computacional (Anexo A.5).

## 6.2.2. ENSAIO 2

Para o caso do ensaio 2, onde foi apenas aplicado o modo I de carregamento, a velocidade de propagação da fenda foi superior à do ensaio 1, atingindo o valor máximo no interior da espessura do provete, a  $0,5B$ . Este tipo de fenómeno é facilmente observável através das beachmarks de fadiga, após a falha de um componente mecânico.

A direcção de propagação é sempre perpendicular à direcção de aplicação da carga. A frente e o verso do provete apresentam comprimento de fenda semelhantes; o comprimento final da fenda é de aproximadamente  $6,5+10 \text{ mm}$ .

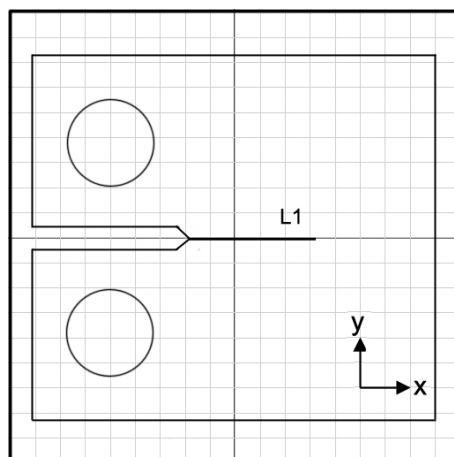


Fig. 6.2.2-1 - Provete fendado relativo ao ensaio 2, liga Cr-Mn.

### 6.2.3. ENSAIO 3

O ensaio 3 apresenta uma metodologia semelhante ao ensaio 1, em que foram ensaiados os modos I e III, embora desta vez com o aço *Cr-Mn*.

Os resultados obtidos para a direcção de propagação da fenda estão de acordo com o caso anterior (ensaio 1), situando-se entre 66 e 71°, relativamente à direcção horizontal.

Neste último ensaio foi possível observar uma diferença significativa nas dimensões da fenda, nomeadamente no segmento L3, que é muito superior na face frontal relativamente ao verso provete. Isto poderá estar relacionado com a intensidade ou frequência do carregamento imposto, bem como o constrangimento do provete que sugeria um nível de rigidez baixo.

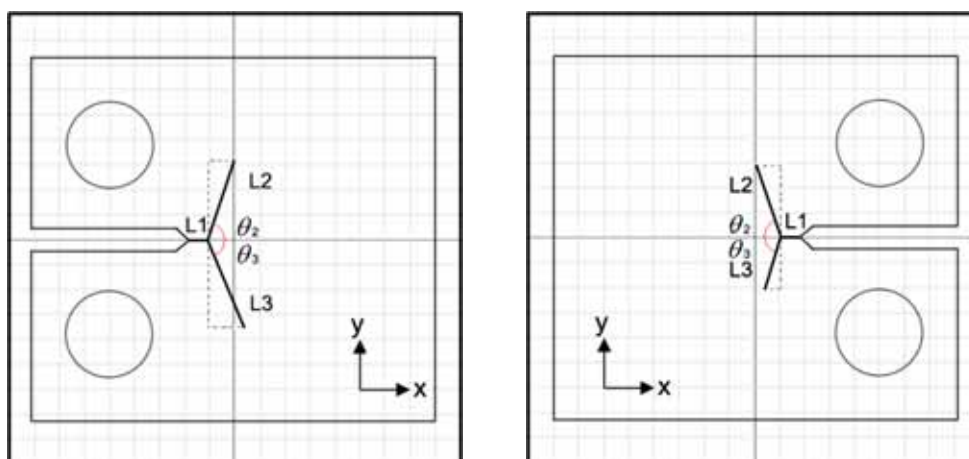


Fig. 6.2.3-1 - Provete fissurado relativo ao ensaio 3, aço Cr-Mn:  
(a) frente (b) verso.

Tabela 6.2.3-1 - Dimensões da fenda propagada para o ensaio 3, aço Cr-Mn.

	L1 (mm)	L2 eixo x (mm)	L2 eixo y (mm)	L2  (mm)	$\theta_2$ (°)	L3 eixo x (mm)	L3 eixo y (mm)	L3  (mm)	$\theta_3$ (°)
<b>Frente</b>	1,65	2,25	6,25	6,64	70,2	3,00	7,00	7,62	66,8
<b>Verso</b>	-	2,00	5,75	6,09	70,82	1,40	4,20	4,43	70,35

### 6.3. CURVAS $da/dN$

As curvas  $da/dN$  apresentadas referem-se à etapa de propagação estável da fenda (Regime II). Teoricamente, a curva deverá apresentar um comportamento equivalente ao de uma função de potência, que se traduz numa recta considerando que se trata de um gráfico bi-logarítmico, sendo descrita pela lei de Paris.

Foram medidos parâmetros durante os ensaios, tal como o número de ciclos ocorridos e a dimensão da fenda que permitiram a determinação das curvas  $a - N$  e  $da/dN$ . Foram também realizadas marcações em alguns ensaios para posterior observação e avaliação das superfícies de fractura, servindo de método de verificação dos dados obtidos ao longo do ensaio. Foi feita uma abordagem de acordo com a norma da *ASTM E647* para o cálculo dos valores de  $\Delta K$ , bem como uma abordagem numérica, utilizando para tal as equações obtidas na etapa da simulação, tanto para modo I como para modo III, para estado plano de tensão.

É expectável que o declive da curva  $a - N$  aumente com a progressão da fenda, uma vez que aumenta a velocidade a que ocorre o processo de fractura. As constantes  $C$  e  $m$  são determinadas após interpolação da curva obtida de acordo com os resultados experimentais.

Para efectuar o cálculo de  $da/dN$  recorreu-se aos resultados de  $a$  e  $N$  obtidos durante os ensaios experimentais.

$$\frac{da}{dN} = \frac{\Delta a}{\Delta N} = \frac{a_{n+1} - a_n}{N_{n+1} - N} \quad (6.3.1)$$

O cálculo de  $\Delta K = K_{max} - K_{min}$  foi realizado pela via numérica e pela norma.

Sabendo que existe uma analogia entre  $K$  e  $P$ , para uma mesma configuração geométrica do provete e da fenda propagada, então também existe uma relação entre  $\Delta K$  e  $\Delta P$ .

### 6.3.1. ENSAIO 1

O ensaio 1 contempla dois modos de carregamentos (I e III), durante a fase de propagação da fenda, para o aço inoxidável AISI 316L. Foi construído um gráfico  $a-N$  com base nos dados obtidos durante o ensaio. O valor de  $a_i$  é igual a 6,5 mm e representa a distância na horizontal que vai desde o centro do furo do provete até à extremidade do entalhe. O comprimento total de  $a$  é dado pela soma de  $a_i$  com  $a_p$ , o comprimento de fenda propagada.

Na tabela 6.3.1-1 são apresentados alguns dados do ensaio.

Os segmentos de fenda que foram avaliados e observados através da luneta correspondem a L1 (modo I) e L3 (modo III) na face frontal do provete.

Tabela 6.3.1-1 - Dados experimentais relativos ao ensaio 1, modo I.

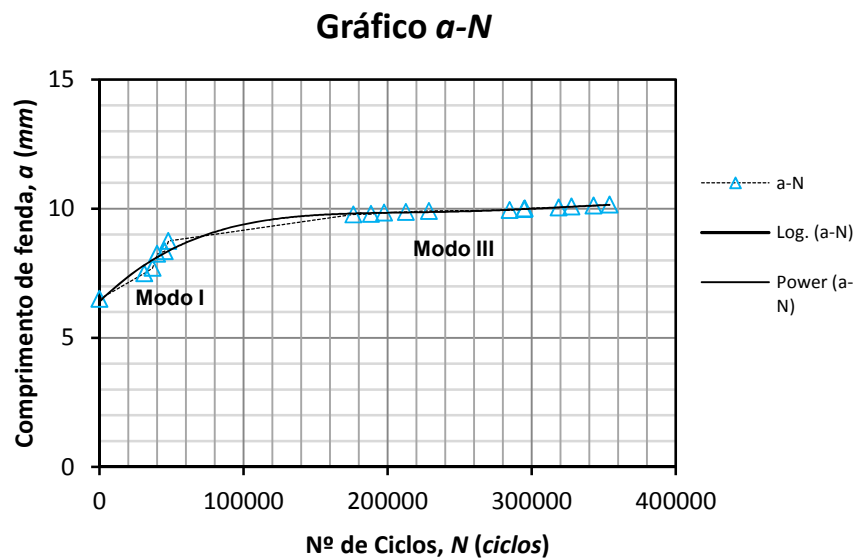
Modo I			
Ciclos decorridos	Amplitude Carga (N)	$a_{total} (mm)$	$\frac{a}{W}$
31 250	250-2500	7,5	0,288462
36 886	250-2500	7,7	0,296154
40 070	250-2500	8,25	0,317308
45 346	250-2500	8,35	0,321154
47 860	250-2500	8,75	0,336538

Tabela 6.3.1-2 - Dados experimentais relativos ao ensaio 1, modo III,

Modo III			
Ciclos decorridos	Amplitude Binário (N,m)	$a_{total}$ (mm)	$\frac{a}{W}$
57 860	(-)6 - (+)6	---	---
108 299	(-)6 - (+)6	---	---
109 692	(-)6 - (+)6	---	---
110 303	(-)6 - (+)6	---	---
123 029	(-)8,1 - (+)8,1	---	---
126 985	(-)8,1 - (+)8,1	---	---
138 517	(-)8,1 - (+)8,1	---	---
176 292	(-)8,4 - (+)8,4	9,775	0,375964
188 517	(-)8,4 - (+)8,4	9,792	0,376622
197 633	(-)8,4 - (+)8,4	9,843	0,378593
212 633	(-)8,4 - (+)8,4	9,878	0,379907
228 633	(-)8,4 - (+)8,4	9,912	0,381221
284 633	(-)8,4 - (+)8,4	9,946	0,382535
294 635	(-)9 - (+)9	9,980	0,38385
295 135	(-)9,5 - (+)9,5	10,014	0,385164
318 785	(-)10,5 - (+)10,5	10,048	0,386478
327 685	(-)10,5 - (+)10,5	10,083	0,387792
342 885	(-)10,5 - (+)10,5	10,117	0,389106
354 035	(-)10,5 - (+)10,5	10,151	0,390421

A fase de transição entre modo I e modo III foi ligeiramente longa sem propagação considerável da fenda. Durante esta etapa, de cerca de 90 000 ciclos, sem que fosse possível observar óbvias alterações à superfície do provete, a fenda “avaliou” diferentes caminhos possíveis – activou os planos cristalográficos com maior tensão de corte tangencial – até encontrar uma direcção ideal para propagar ( $\theta \approx 70^\circ$ ).





**Fig. 6.3.1-1 - Gráfico  $a-N$  relativo ao ensaio 1.**

Como é possível observar na fig.(6.3.1-1) a velocidade de propagação da fenda em modo I cresce com o comprimento da mesma. O mesmo já não acontece para modo III, em que a velocidade parece seguir um comportamento aproximadamente linear.

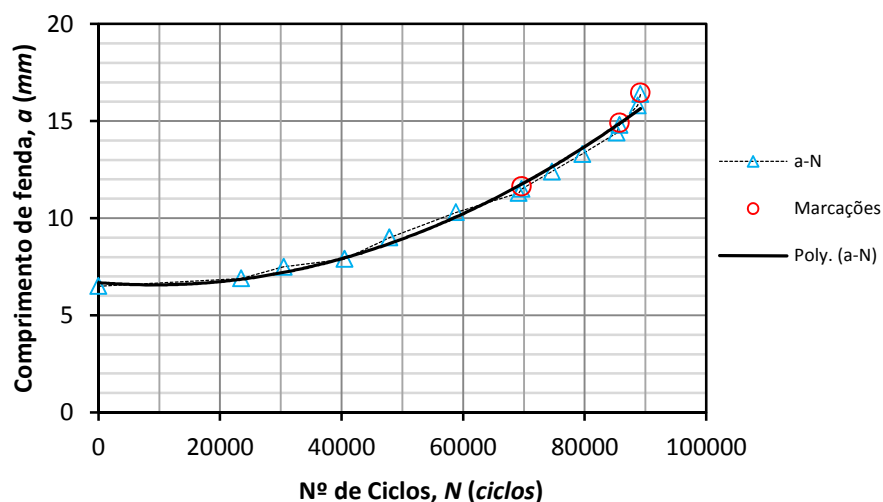
## 6.3.2. ENSAIO 2

Para o ensaio 2, onde foi testado o aço *Cr-Mn*, é apresentada a tabela (6.3.2.1) com os dados que serviram de base para a construção dos gráficos  $a-N$  e  $da/dN$ .

O erro apresentado é do  $\Delta K_{numérico}$  relativamente ao  $\Delta K$  da norma. Na tabela seguinte estão destacadas 3 marcações que foram realizadas e consistiram na variação da razão de tensão ( $R = 0,2$ ) para etapas de 450 ciclos.

Tabela 6.3.2-1 - Dados experimentais relativos ao ensaio 2

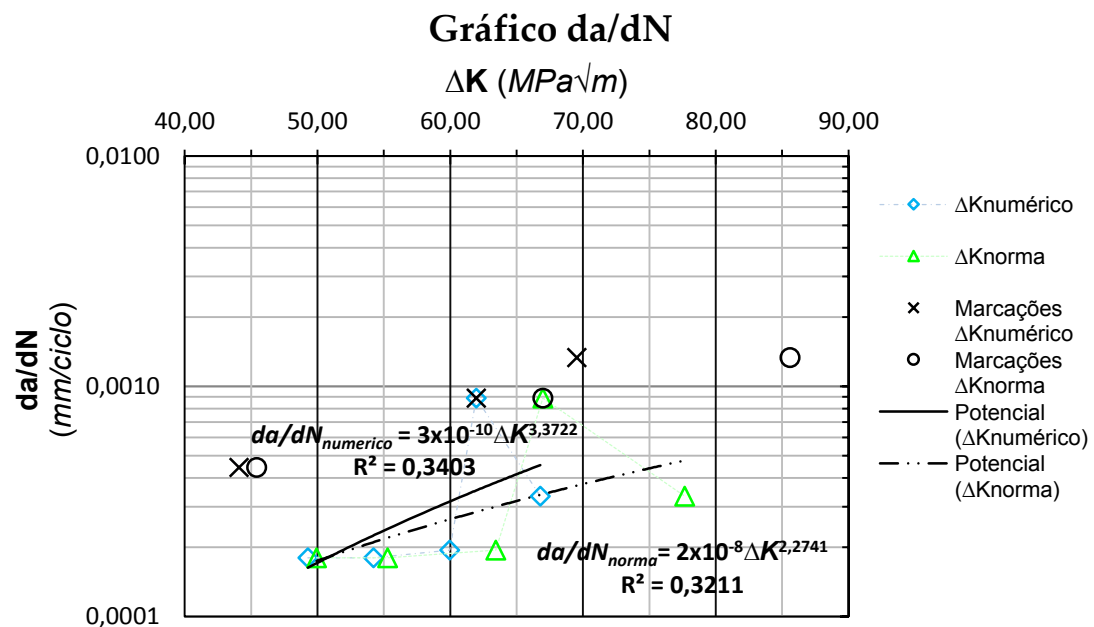
Ciclos	Amplitude Carga (N)	$a_{total}$ (mm)	$\frac{a}{W}$	$\frac{da}{dN}$ (mm/ciclo)	$\Delta P$ (N)	$\Delta K_{numérico}$ (MPa√m)	$\Delta K_{norma}$ (MPa√m)	Erro Relativo à Norma (%)
23465	250-2500	6,90	0,26538	2,94E-04	2250	14,060	30,728	54,24%
7011	250-2500	7,50	0,28846	8,56E-05	2250	18,315	31,884	42,56%
10000	250-2500	7,90	0,30384	4,00E-05	2250	21,095	32,796	35,68%
7401	250-2500	9,00	0,34615	1,49E-04	2250	28,509	35,834	20,44%
10957	250-2500	10,30	0,39615	1,19E-04	2250	36,832	40,343	8,70%
10338	250-2500	11,30	0,43461	9,67E-05	2250	42,911	44,499	3,57%
450	500-2500	11,50	0,44230	4,44E-04	2250	44,093	45,412	2,91%
5000	250-2500	12,40	0,47692	1,80E-04	2250	49,273	49,927	1,31%
5000	250-2500	13,30	0,51153	1,80E-04	2250	54,225	55,278	1,90%
5665	250-2500	14,40	0,55384	1,94E-04	2250	59,969	63,429	5,46%
450	500-2500	14,80	0,56923	8,89E-04	2250	61,973	66,976	7,47%
3000	250-2500	15,80	0,60769	3,33E-04	2250	66,787	77,653	13,99%
450	500-2500	16,40	0,63076	1,33E-03	2250	69,540	85,601	18,76%

Gráfico  $a-N$ Fig. 6.3.2-1 - Gráfico  $a-N$  relativo ao ensaio 2.

O comportamento da curva  $a-N$  apresentada, que foi interpolada por um polinómio de 2º grau, está de acordo com o previsto, pois a velocidade de propagação vai aumentando com o comprimento da fenda sendo que nos instantes finais atinge um valor máximo.

Na fig.(6.3.2-2) são apresentadas duas curvas, a numérica e a de acordo com a norma, que seguem um comportamento potencial. Fazendo referência à Lei de Paris, os valores de  $m$  deverão variar entre 2 e 4 para materiais metálicos conforme a teoria.

Uma vez que o intervalo de validade para a equação se encontra entre  $a = 0,45W$  e  $a = 0,55W$ , os valores utilizados para a aplicação na Lei de Paris corresponderão a um intervalo semelhante. É possível entender este aspecto através do erro relativamente à norma. Os valores experimentais utilizados variam entre 0,476923 e 0,607692  $a/W$ .



### 6.3.3. ENSAIO 3

O ensaio 3, à semelhança do primeiro, contempla dois modos de carregamentos (I e III) durante a fase de propagação da fenda para o aço *Cr-Mn*. É apenas apresentado o gráfico construído a partir dos segmentos de fenda L1 e L3 na face frontal do provete. A direcção de propagação medida corresponde a 66,8º relativamente à horizontal.

Tabela 6.3.3-1 - Dados experimentais relativos ao ensaio 3, modo I.

Modo I			
Ciclos decorridos	Amplitude Carga (N)	$a_{total}$ (mm)	$\frac{a}{W}$
29278	700-7000	8,15	0,313462

Tabela 6.3.3-2 - Dados experimentais relativos ao ensaio 3, modo III.

Modo III			
Ciclos	Amplitude Binário (N.m)	$a_{total}$ (mm)	$\frac{a}{W}$
197	(-)8 - (+)8	---	---
300	(-)5 - (+)5	---	---
9000	(-)4 - (+)4	---	---
30000	(-)4 - (+)4	---	---
40000	(-)4 - (+)4	---	---
40000	(-)5 (+)5	8,27	0,318007
180	(-)6 - (+)6	8,31	0,319522
2000	(-)6 - (+)6	8,35	0,321037
40000	(-)6,5 - (+)6,5	8,45	0,324825
36134	(-)7,5 - (+)7,5	9,13	0,351341
1000	(-)7,5 - (+)7,5	9,13	0,351341
35000	(-)8,5 - (+)8,5	9,33	0,358916
1000	(-)6 - (+)6	9,33	0,358916
40000	(-)8,5 - (+)8,5	9,53	0,366492
100	(-)8,5 - (+)8,5	9,53	0,366492
3245	(-)8,5 - (+)8,5	9,57	0,368007
50000	(-)8,5 - (+)8,5	9,73	0,374068
20038	(-)8,5 - (+)8,5	9,84	0,378613

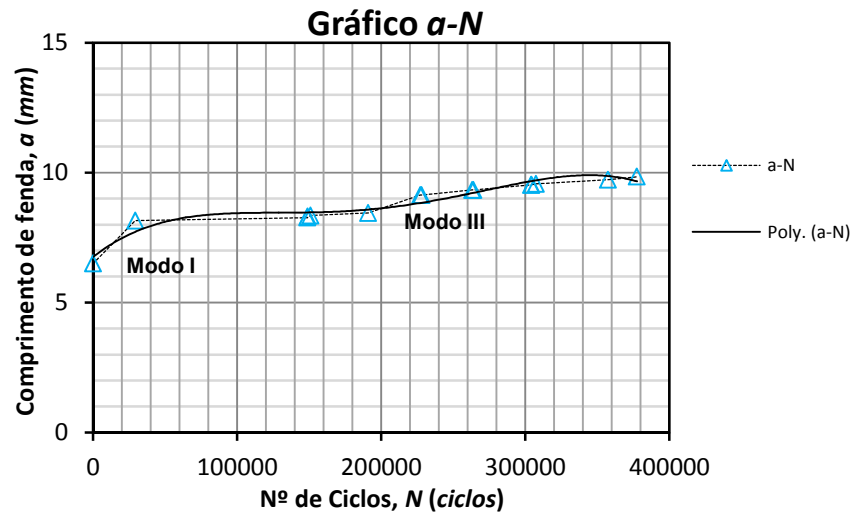


Fig. 6.3.3-1 - Gráfico a-N relativo ao ensaio 3.

## 6.4. ANÁLISE DAS SUPERFÍCIES DE FRACTURA

Este capítulo consistirá na apresentação de imagens obtidas por meio da câmara USB *Veho®* e da mesa de coordenadas existente no laboratório. É possível através da mesa de coordenadas fazer medições dos comprimentos das fendas desde a extremidade do entalhe e determinar a posição das marcações que foram feitas durante os ensaios.

São de extrema importância as condições de iluminação das diferentes partes do provete uma vez que estas influenciam muito o que irá ser observado nas superfícies de fractura. Para tal, foi utilizada uma fonte de luz quente que incidia indirectamente na superfície a observar.

### 6.4.1. ENSAIO 1

Imediatamente após a conclusão do ensaio experimental foi colocado o provete na máquina servo-hidráulica com o intuito de o abrir (sob modo I de carregamento) para posterior análise das superfícies de fractura (fig.6.4.1-1). Este ficou dividido em três partes: parte superior (1), parte inferior(2) e interface(3). Esta será a designação utilizada para apresentação das imagens ao longo deste capítulo.

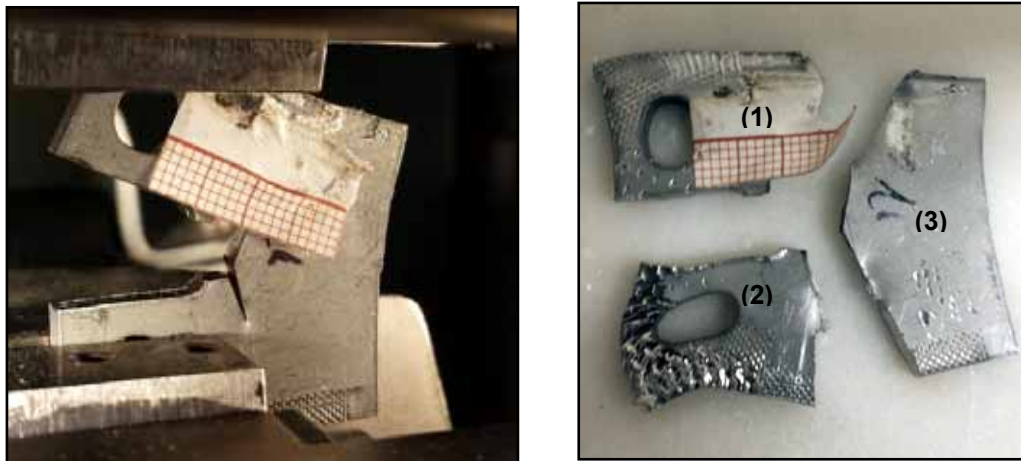


Fig. 6.4.1-1 - Abertura do provete do ensaio 1 na servo-hidráulica: (a) antes (b) após.

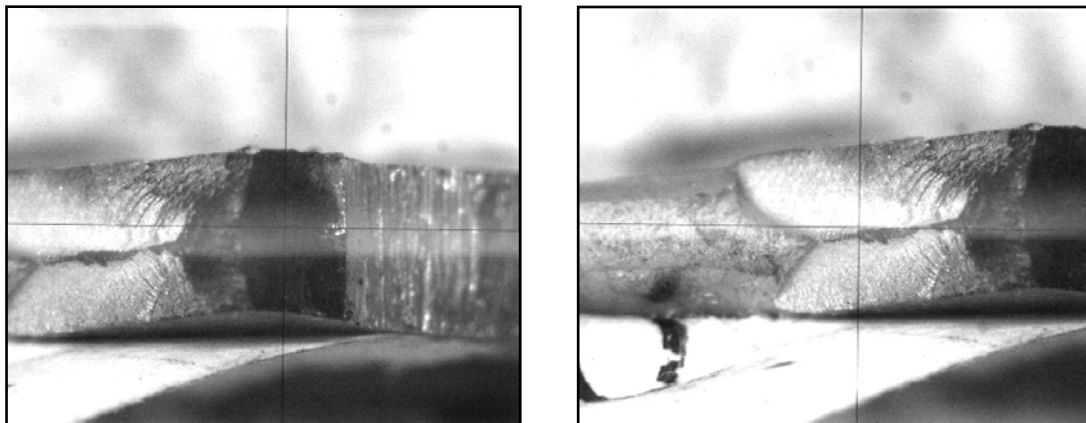
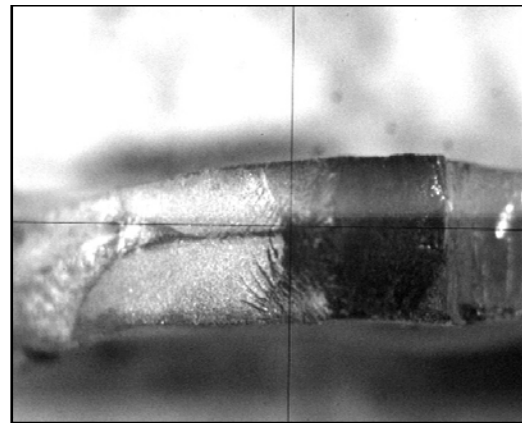
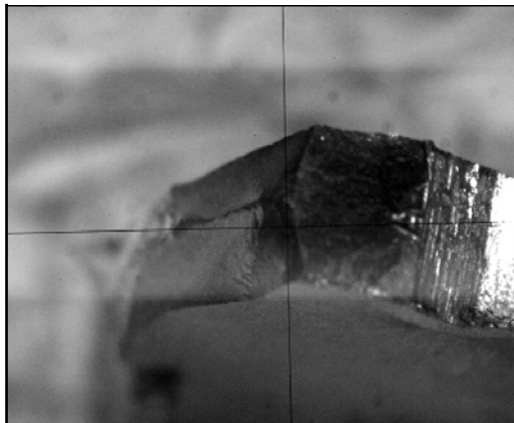


Fig. 6.4.1-2 - Superfície de fractura da parte superior (1) do provete 1 obtida através da mesa de coordenadas: (a) modo I (b) modo III.



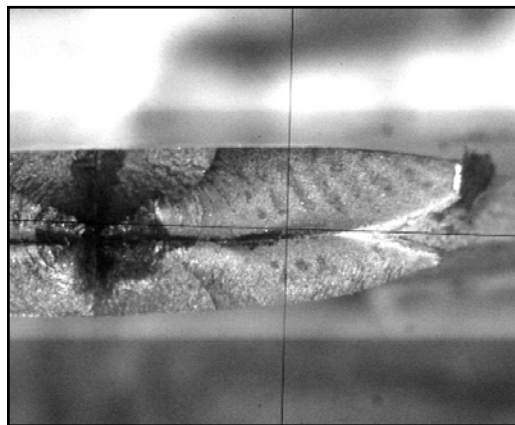
**Fig. 6.4.1-3 - Superfícies de fractura da parte superior (1) do provete 1 obtida através da câmara USB Veho®.**



**Fig. 6.4.1-4 - Superfícies de fractura da parte inferior (2) do provete 1 obtida através da mesa de coordenadas.**



**Fig. 6.4.1-5 - Superfícies de fractura da parte inferior (2) do provete 1 obtida através da câmara USB Veho®.**



**Fig. 6.4.1-6 - Superfícies de fractura da interface (3) do provete 1 obtida através da mesa de coordenadas: (a) fenda da parte inferior (b) fenda da parte superior.**

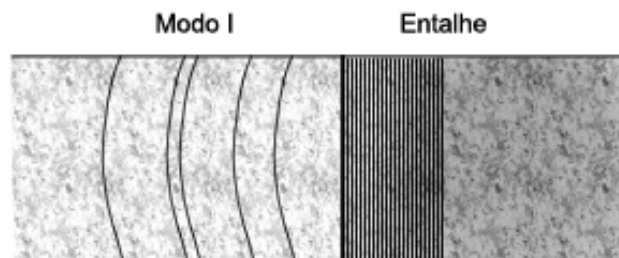


**Fig. 6.4.1-7 - Superfícies de fractura da interface (3) do provete 1 obtida através da câmara USB Veho®.**



Existem vários comentários a fazer relativamente à observação e análise das superfícies de fractura que dizem respeito ao ensaio 1.

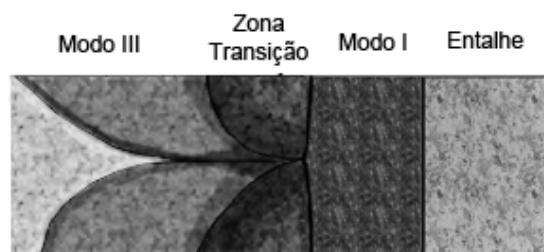
A superfície de fractura resultante do modo I está de acordo com o esperado ou seja, a velocidade de propagação é muito semelhante ao longo da espessura do provete, tal como é possível observar pela configuração da fenda antes de ocorrer transição para modo III, que seria muito semelhante às *beachmarks* de fadiga que iriam formar-se caso fossem feitas marcações ao longo do ensaio (exemplo na fig.6.4.1-8). A superfície é tipicamente lisa e a propagação ocorre na direcção do entalhe.



**Fig. 6.4.1-8 - Exemplo de beachmarks de fadiga em modo I.**

Existe uma fase de transição entre modo I e III onde a propagação da fenda estagna, adaptando-se durante esse período à alteração dos esforços aplicados e acomodando o material de maneira a responder à solicitação imposta.

A propagação da fenda em modo III ocorre sensivelmente a 70° relativamente ao modo I. Neste modo, a velocidade de propagação da fenda varia bastante ao longo da espessura atingindo um valor mínimo para metade da mesma. A propagação ocorre preferencialmente de dentro para fora da espessura (fig. 6.4.1-9).



**Fig. 6.4.1-9 - Configuração da zona de transição da fenda de modo I para modo III.**

A velocidade nas duas superfícies do provete não é igual sendo que existe sempre uma assimetria que é possível observar nas figuras da superfície de fractura.

## 6.4.2. ENSAIO 2

Para o ensaio em modo I, foram apresentadas as imagens ao longo das superfícies de fractura superior e inferior da fenda. Uma vez que as beachmarks de fadiga são quase imperceptíveis, as marcações feitas ao longo do ensaio foram devidamente referenciadas nas imagens. O que ocorre é muito semelhante ao caso da fig.(6.4.1-8).

A fig.(6.4.2-5) retrata um exemplo de como é feita a determinação do valor médio de  $a$  sendo para isso necessário efectuar três medições de valores de  $a$  (eq.6.4.2.1). As medidas efectuadas através da mesa de coordenadas para posição das marcações relativamente ao início da fenda, estão de acordo com o medido na superfície do provete através da luneta (tab. 6.3.2-1). A direcção de propagação é horizontal ( $\theta = 0^\circ$ ).

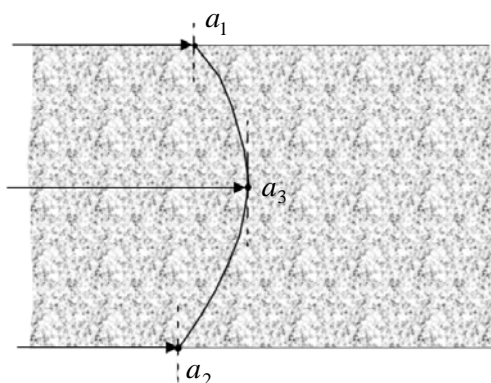


Fig. 6.4.2-1 - Exemplo para a determinação do valor médio de  $a$ .

$$\bar{a} = \frac{a_3 + \left( \frac{a_1 + a_2}{2} \right)}{2} \quad (6.4.2.1)$$

Tabela 6.4.2-1 - Medição das marcações através da mesa de coordenadas.

		$a_1$	$a_2$	$a_3$	$\bar{a}$
<b>Marcação 1</b>	Face Superior	4,998	4,984	5,300	5,146
	Face Inferior	4,950	4,970	5,326	5,143
<b>Marcação 2</b>	Face Superior	8,198	8,297	8,561	8,404
	Face Inferior	8,169	8,242	8,567	8,386
<b>Marcação 3</b>	Face Superior	9,760	9,842	10,108	9,955
	Face Inferior	9,758	9,747	10,071	9,912

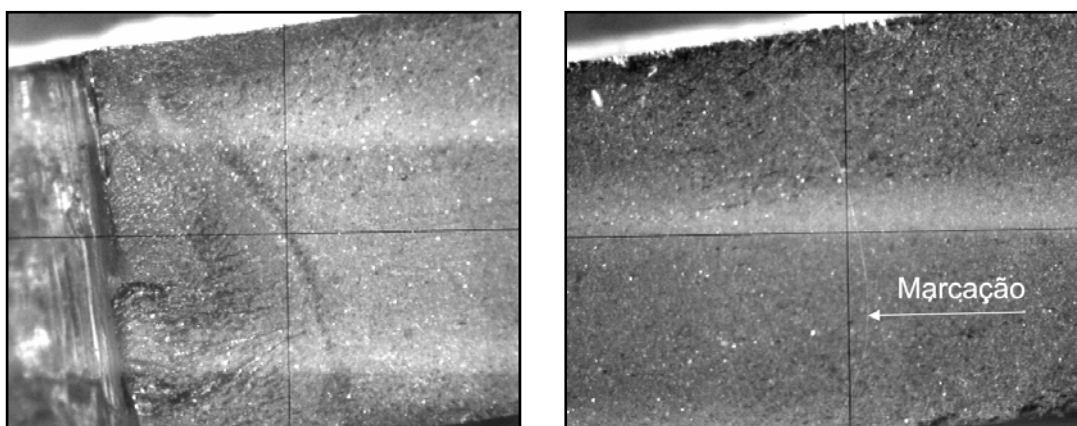


Fig. 6.4.2-2 - Superfícies de fractura sob modo I de carregamento da parte superior (1) do provete 2 obtida através da mesa de coordenadas.  
(a) iniciação (b) marcação para  $\bar{a} = 5,146$  mm.

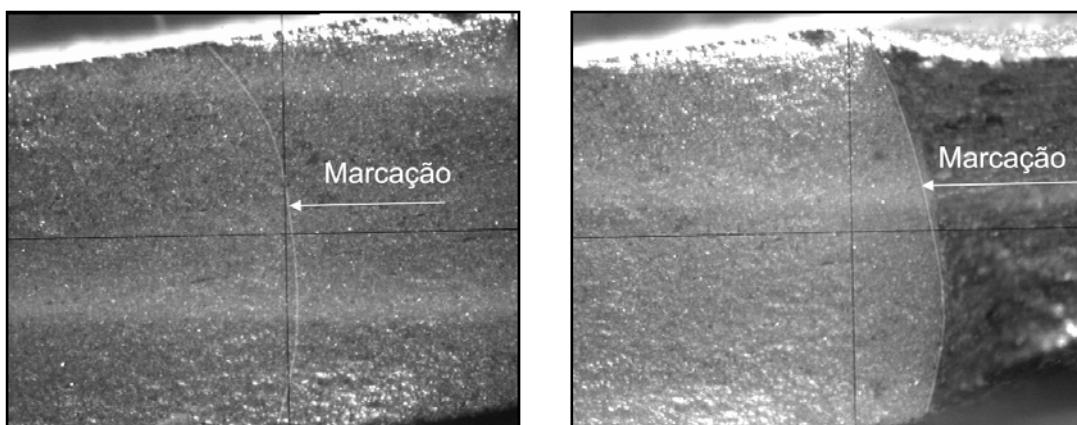


Fig. 6.4.2-3 - Superfícies de fractura sob modo I de carregamento da parte superior (1) do provete 2 obtida através da mesa de coordenadas  
Marcações para: (a)  $\bar{a} = 8,404$  mm (b)  $\bar{a} = 9,955$  mm.

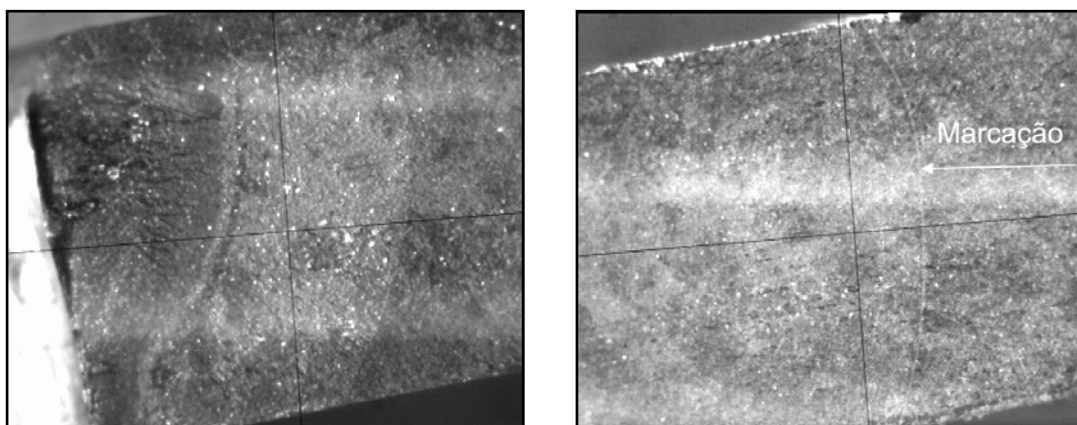
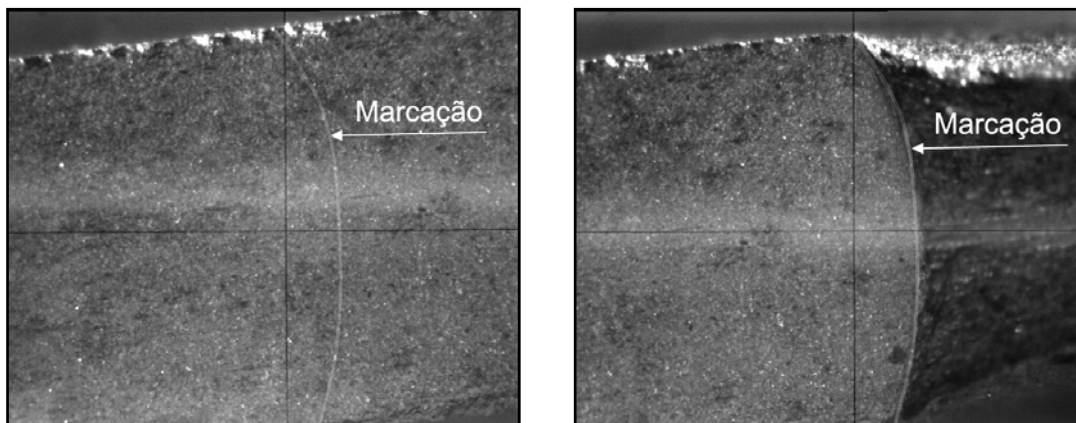


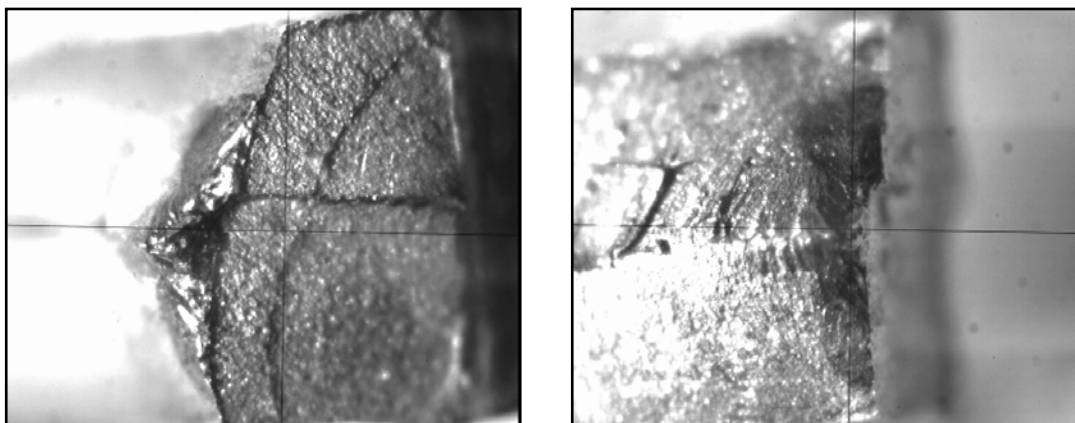
Fig. 6.4.2-4 - Superfícies de fractura sob modo I de carregamento da parte inferior (2) do provete 2 obtida através da mesa de coordenadas.  
(a) iniciação (b) marcação para  $\bar{a} = 5,143$  mm.



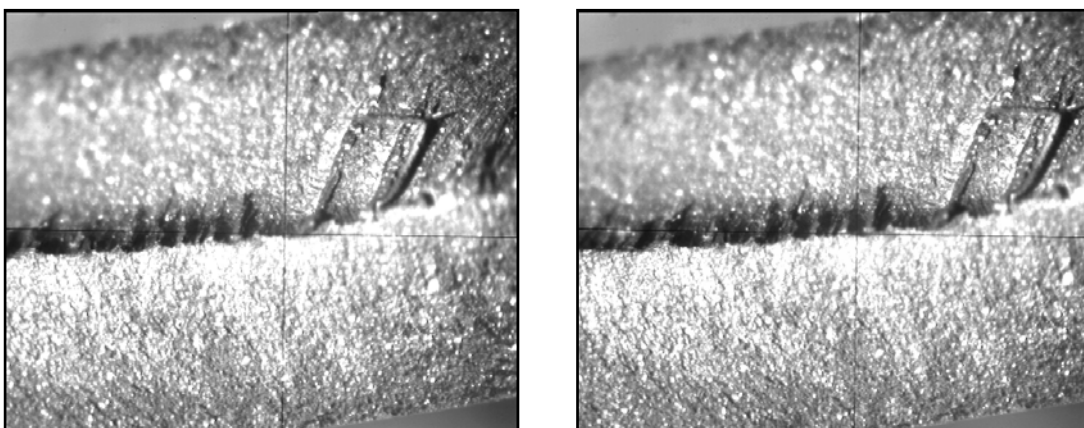
**Fig. 6.4.2-5 - Superfícies de fractura sob modo I de carregamento da parte inferior (2) do provete 2 obtida através da mesa de coordenadas. Marcações para: (a)  $\bar{a} = 8,386$  mm (b)  $\bar{a} = 9,912$  mm.**

### 6.4.3. ENSAIO 3

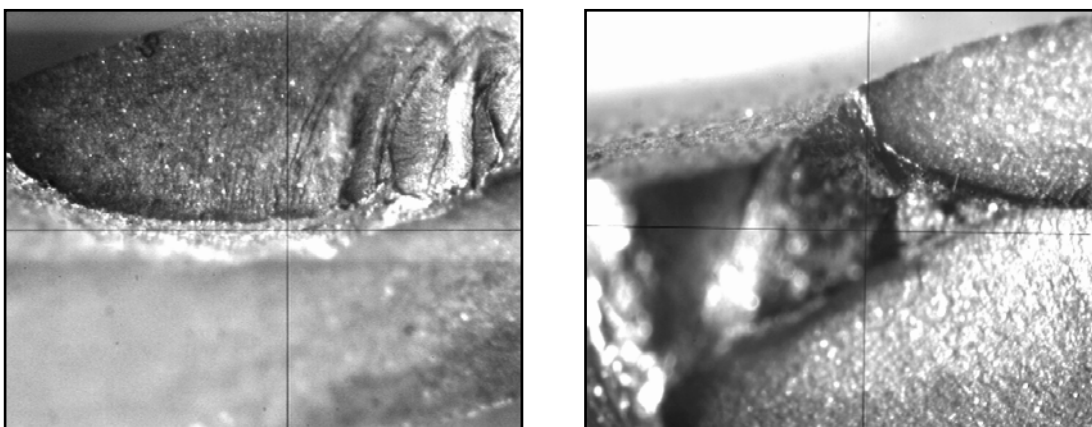
Durante o ensaio 3 foram feitas várias marcações. No entanto, após atenta observação e análise das superfícies de fractura não foi possível identificar as beachmarks de fadiga características destas marcações. Tal poderá dever-se a uma incorrecta posição da fonte de iluminação relativamente às superfícies observadas como à utilização de parâmetros ou números de ciclos incorrectos para efectuar uma marcação considerável no material. Além disto, a nitidez das imagens é reduzida em alguns casos uma vez que as superfícies apresentavam algum relevo o que dificultou a focagem das mesmas



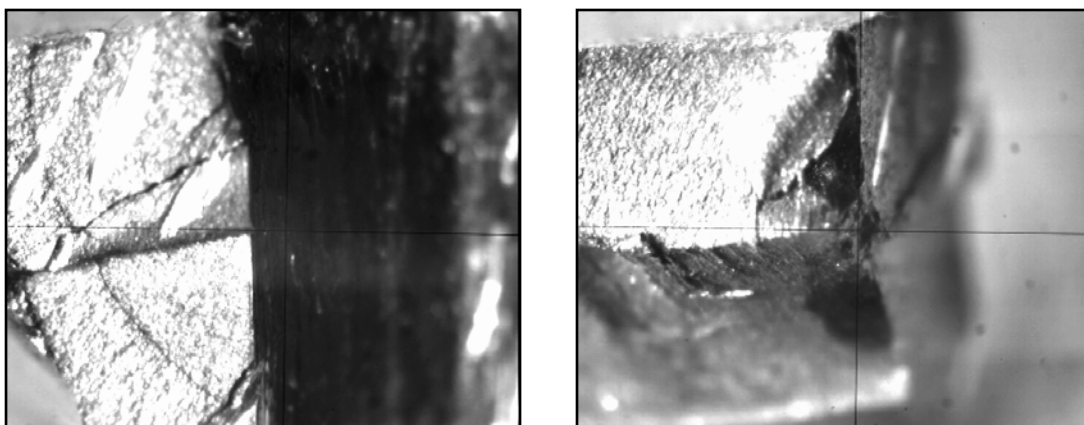
**Fig. 6.4.3-1 - Superfície de fractura da parte superior (1) do provete 3 obtida através da mesa de coordenadas: (a) modo I (b) modo III.**



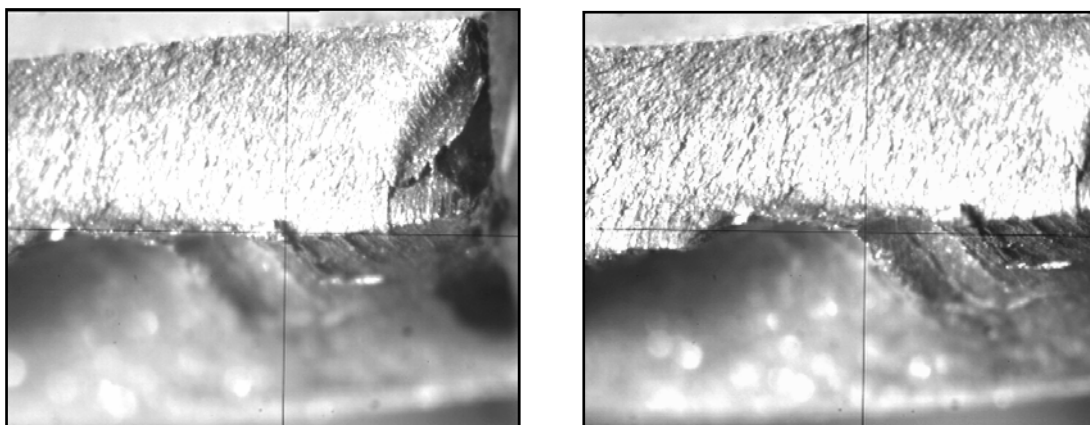
**Fig. 6.4.3-2 - Superfícies de fractura da parte superior (1) do provete 3 obtida através da mesa de coordenadas.**



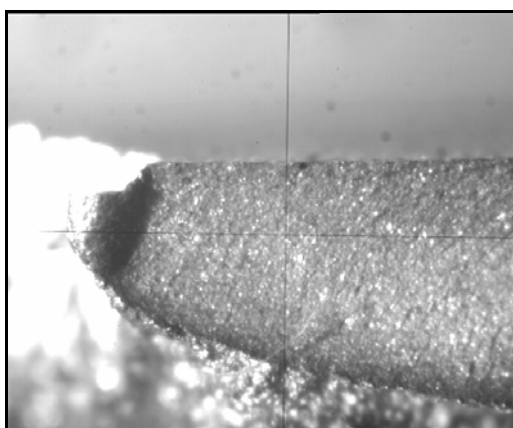
**Fig. 6.4.3-3 - Final da superfície de fractura da parte superior (1) do provete 3 obtida através da mesa de coordenadas.**



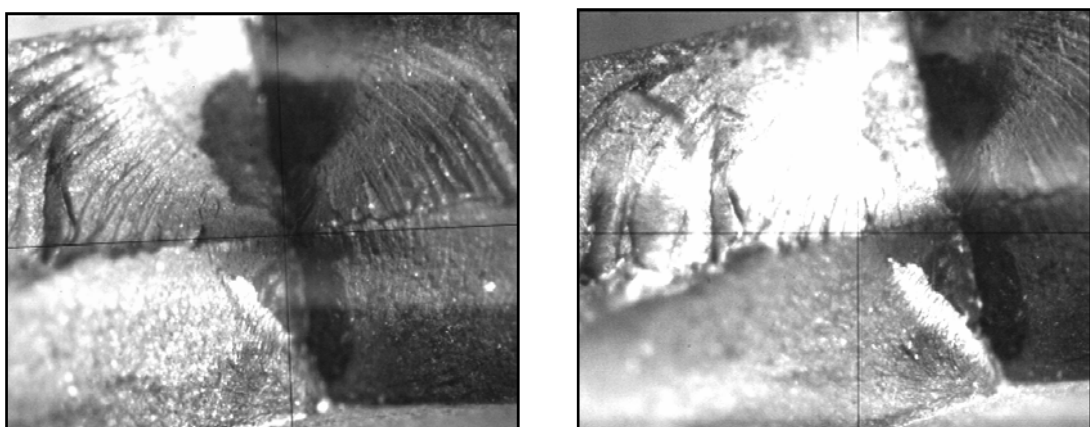
**Fig. 6.4.3-4 - Superfície de fractura da parte inferior (2) do provete 3 obtida através da mesa de coordenadas: (a) modo I (b) modo III.**



**Fig. 6.4.3-5 - Superfícies de fractura da parte inferior (2) do provete 3 obtida através da mesa de coordenadas.**

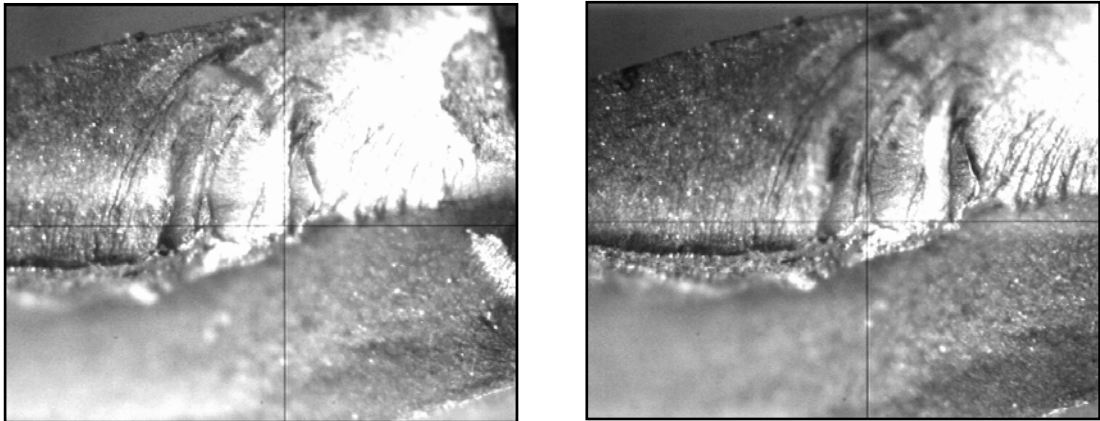


**Fig. 6.4.3-6 - Final da superfície de fractura da parte inferior (2) do provete 3 obtida através da mesa de coordenadas.**

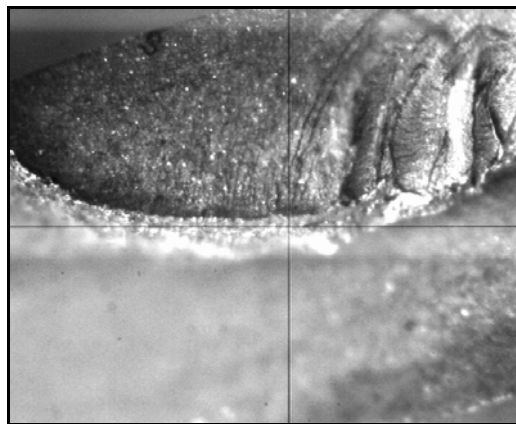


**Fig. 6.4.3-7 - Superfícies de fractura da interface (3) do provete 3 obtidas através da mesa de coordenadas.**

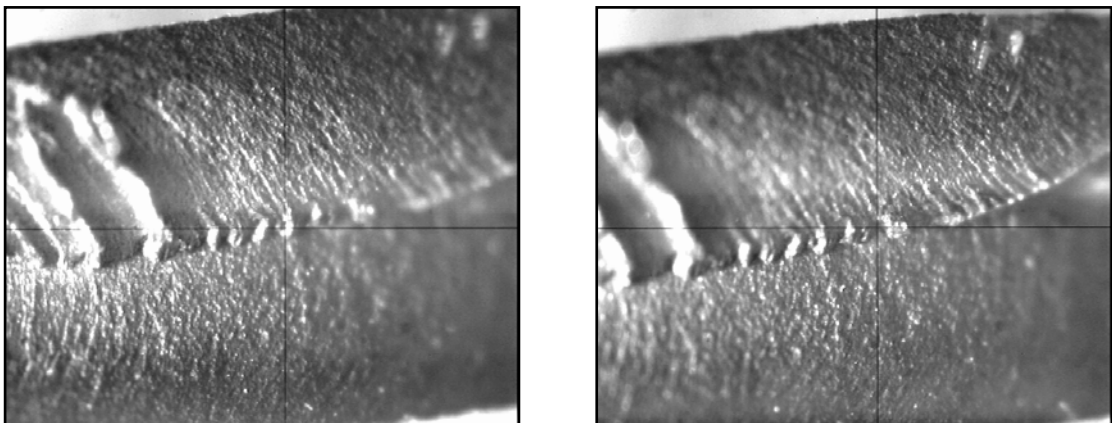




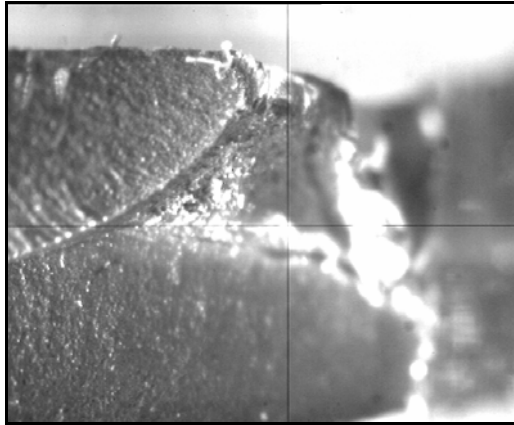
**Fig. 6.4.3-8 - Superfícies de fractura da interface (3) do provete 3 correspondentes ao segmento L2 obtidas através da mesa de coordenadas.**



**Fig. 6.4.3-9 - Final da superfície de fractura da interface (3) do provete 3 correspondentes ao segmento L2 obtida através da mesa de coordenadas.**



**Fig. 6.4.3-10 - Superfícies de fractura da interface (3) do provete 3 correspondentes ao segmento L3 obtidas através da mesa de coordenadas.**



**Fig. 6.4.3-11 - Final da superfície de fractura da interface (3) do provete 3 correspondentes ao segmento L3 obtida através da mesa de coordenadas.**



## 6.5. ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

### EXPERIMENTAIS

Através da observação das figuras do capítulo 6.4 é perceptível a morfologia das superfícies de fractura obtidas para cada ensaio, a partir das quais é possível distinguir o tipo de carregamento imposto. Estas superfícies são características de ensaios à fadiga sendo possível identificar direcções de propagação bem como as marcações efectuadas.

O ensaio 2, somente sob modo I de carregamento, serviu de verificação do que já era conhecido com base na literatura disponível. A direcção de propagação foi, tal como previsto, perpendicular ao carregamento apresentando superfícies de fractura tipicamente lisas. A direcção de propagação apresentada nos resultados obtidos através do *Zencrack®* é a mesma.

A velocidade de propagação deste modo varia pouco ao longo da espessura atingindo valores máximos para metade do valor de, facto comprovável através das marcações observadas posteriormente na mesa de coordenadas.

Apesar da utilização de materiais diferentes nos ensaios 1 e 3 em que se submeteram os provetes a modo I, e posteriormente a modo III de carregamento, o procedimento experimental pouco variou e os resultados obtidos para a direcção de propagação da fenda foram semelhantes em ambos os casos.

É possível comparar estes resultados com os obtidos através da simulação numérica e verificar que existe um erro baixo considerando que a nível experimental podem ocorrer sempre imprevistos ou mesmo falhas a nível humano que estejam relacionadas com a colocação e posicionamento do provete na máquina.

A zona de transição entre os modos I e III é caracterizada pela existência de uma zona de transição na superfície de fractura, que é consequência da fase de readaptação do material a novas solicitações.

Existe sempre uma assimetria entre cada uma das faces do provete. Isto é explicado pela variação da velocidade de propagação da fenda em modo III que atinge valores máximos, embora diferentes, nas superfícies livres do provete. A direcção de propagação das mesmas também não foi exactamente igual, razão pela qual se tornou difícil a obtenção de imagens da zona final do comprimento de fenda, uma vez que o relevo era muito acentuado, o que dificultou a etapa de focagem.



### 7. CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

Após todo o trabalho desenvolvido em torno do tema desta dissertação, optou-se por listar no presente capítulo, algumas das principais conclusões obtidas:

- A avaliação do modelo fissurado de provete via simulação numérica (*Zencrack*®) à luz dos conhecimentos da Mecânica da Fractura é feita através do factor de intensidade de tensão  $K$  e do integral  $J$ , que podem ser obtidos através de dois métodos distintos: avaliação da energia de contorno e através campo de deformações que se estabelece na vizinhança da fenda;
- O *Zencrack*® é um programa que permite simulação de modelos com muito boa precisão de resultados. Este software apresenta diversas potencialidades; no entanto, a malha de elementos finitos contendo fissura é gerada automaticamente com base na selecção do um determinado *crack-block* e na especificação de condições de fronteira que irão caracterizar a morfologia e localização da fenda. O grau de precisão dos resultados é então influenciado por estes factores;
- Os resultados numéricos (*Zencrack*®) de  $K$  e  $J$  para modo I estão de acordo com os teóricos (norma ASTM E647), sendo que o erro máximo relativo é cerca de 5%. No entanto, não existe método de comparação possível para os resultados numéricos obtidos relativos ao modo III de carregamento.
- Segundo o trabalho de simulação efectuado, o modo I é dominante para estado plano de deformação enquanto o modo III é dominante em estado plano de tensão.
- A direcção de propagação da fenda verificada para modo I está de acordo com a teoria. Nos ensaios experimentais a direcção de propagação da fenda para modo III ocorreu a sensivelmente 70° relativamente à horizontal, valor obtido também nas simulações numéricas com base no critério da tensão tangencial máxima.
- O valor da constante  $m$  da Lei de Paris obtido para o provete relativo ao ensaio 2 está dentro da gama de valores esperada para materiais metálicos que se encontra entre 2 e 4.

- As superfícies de fractura relativas a cada um dos modos I e III são facilmente distinguíveis devido à sua configuração. A velocidade de propagação em modo III varia ao longo da espessura do provete atingindo um valor máximo, não equivalente, nas superfícies livres do mesmo.

## DESENVOLVIMENTOS FUTUROS

É sugerido que as diferentes questões abordadas ao longo deste trabalho sejam alvo de futuras reflexões com o intuito de aprofundar o conhecimento da temática.

Apesar de nem todos os objectivos inicialmente delineados terem sido atingidos considera-se que o trabalho desenvolvido foi uma mais-valia e permitiu tirar conclusões interessantes do ponto de vista científico.

Resta referir alguns temas de interesse a futuros desenvolvimentos, relativos a questões pertinentes que surgiram durante o trabalho:

- Estudo e simulação do efeito do constrangimento do provete na máquina para aplicação do modo III puro de carregamento;
- Utilização de um provete dimensionado de tal maneira que facilite a propagação da fenda e aplicação do carregamento em modo III. Sugere-se a utilização de um provete circular com duas fendas laterais. A colocação centrada do provete na máquina iria garantir um valor de aplicação de binário igual em ambas as extremidades dos entalhes.
- A partir das ideias anteriores, obter as equações características de  $K$  para modo III e para a direcção de fenda propagada. Deste modo será possível calcular o valor de  $\Delta K$  e consequentemente determinar os valores de  $C$  e  $m$  relativos à Lei de Paris.
- Avaliar e comparar a morfologia das superfícies de fractura em condições experimentais diferentes do trabalho apresentado.
- Eventualmente, após um estudo mais aprofundado do modo III, realizar ensaios de fadiga multiaxial que combinem os modos I e modo III para diversos caminhos de carga.

## 8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] BRANCO, C. M., FERNANDES, A. A. & DE CASTRO, P. M. S. T.. *Fadiga de Estruturas Soldadas*. 1ª Edição. Porto: Fundação Calouste Gulbenkian, 1986.
- [2] SMITH, R. D.. *Magnetic Particle Inspection of Fatigue-Test Samples*. 6 Julho, 2011. The Weldsmith Website. Disponível em <[http://www.weldsmith.co.uk/tech/radiography\\_ndt/1107\\_MPI\\_Tjoint\\_welds/110705\\_magpart.html](http://www.weldsmith.co.uk/tech/radiography_ndt/1107_MPI_Tjoint_welds/110705_magpart.html)>. Acesso em: Setembro de 2014.
- [3] GODOY, J.M., CAVALHEIRO, B. C. & PEREIRA, M. S.. *Fatigue Crack Evaluation in Pipes during Maritime Transportation*. 16 Março, 2010. SciELO – Scientific Electronic Library Online. Disponível em <[http://www.scielo.br/scielo.php?pid=S0104-92242010000100002&script=sci\\_arttext](http://www.scielo.br/scielo.php?pid=S0104-92242010000100002&script=sci_arttext)>. Acesso em: Fevereiro de 2014.
- [4] Disponível em <[http://axelproducts.com/images/Plastic\\_CT\\_cracked\\_1s.jpg](http://axelproducts.com/images/Plastic_CT_cracked_1s.jpg)>. Acesso em: Fevereiro de 2014.
- [5] *August Wöhler*. 8 Junho, 2014. Wikipedia – The Free Encyclopedia. Disponível em <[http://en.wikipedia.org/wiki/August\\_W%C3%B6hler](http://en.wikipedia.org/wiki/August_W%C3%B6hler)>. Acesso em: Setembro de 2014.
- [6] ROYLANCE, D.. *Fatigue*. 1 Maio, 2001. MIT Open CourseWare. Disponível em <<http://ocw.mit.edu/courses/materials-science-and-engineering/3-11-mechanics-of-materials-fall-1999/modules/fatigue.pdf>>. Acesso em: Fevereiro de 2014.
- [7] *Railway Investigation Report R10T0035*. 24 Abril, 2031. Transportation Safety Board of Canada. Disponível em <<http://www.tsb.gc.ca/eng/rapports-reports/rail/2010/r10t0035/r10t0035.asp>>. Acesso em: Outubro de 2014.
- [8] SCHREURS, P. J. G.. *Fracture Mechanics: Lecture Notes – course 4A780*. 13 Setembro, 2011. Disponível em <<http://www.mate.tue.nl/~piet/edu/frm/pdf/frmsyl1112.pdf>>. Acesso em: Fevereiro de 2014.
- [9] *Liberty Ship*. 2 Dezembro, 2014. Wikipedia – The Free Encyclopedia. Disponível em <[http://en.wikipedia.org/wiki/Liberty\\_ship](http://en.wikipedia.org/wiki/Liberty_ship)>. Acesso em: Fevereiro de 2014.
- [10] KOBAYASHI, H. & ONOUE, H.. *Brittle Fracture of Liberty Ships*. Março, 1943. Hatamura Institute for the Advancement of Technology. Disponível em <<http://www.sozogaku.com/fkd/en/hfen/HB1011020.pdf>>. Acesso em: Fevereiro de 2014.

- [11] LEE, B.. *The Liberty Ships of World War II: Their Union County and Other Carolina Connections*. Disponível em <[http://www.jajones.com/pdf/Liberty\\_Ships\\_of\\_WWII.pdf](http://www.jajones.com/pdf/Liberty_Ships_of_WWII.pdf)>. Acesso em: Fevereiro de 2014.
- [12] DAVIES, J., *'Liberty' Cargo Ship – Feature Article*. Maio, 2004. ww2Ships.com. Disponível em <<http://www.ww2ships.com/acrobat/us-os-001-f-r00.pdf>>. Acesso em: Fevereiro de 2014.
- [13] ANDERSON, T. L.. *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*. 3ª Edição. E.U.A.: Taylor & Francis Group, 2005.
- [14] *de Havilland Comet*. 29 Dezembro, 2013. Wikipedia – The Free Encyclopedia. Disponível em <[http://en.wikipedia.org/wiki/Liberty\\_ship](http://en.wikipedia.org/wiki/Liberty_ship)>. Acesso em: Janeiro de 2014.
- [15] Disponível em <[http://www.rafmuseum.org.uk/images/archive/comet\\_p6a.jpg](http://www.rafmuseum.org.uk/images/archive/comet_p6a.jpg)>. Acesso em: Outubro de 2014.
- [16] *The deHavilland Comet Crash – the Aerospace Engineering Blog*. 9 Junho, 2012. FugaHumana – Human Flight. Disponível em <<https://fugahumana.wordpress.com/2012/06/09/the-dehavilland-comet-crash/>>. Acesso em: Outubro de 2014.
- [17] *Alexander L. Keilland accommodation platform*. 27 Março, 1980. The Welding Institute. Disponível em <<http://www.twi-global.com/news-events/case-studies/alexander-l-kielland-accommodation-platform-145/>>. Acesso em: Outubro de 2014.
- [18] *Alexander L. Keilland (platform)*. 5 Novembro, 2014. Wikipedia – The Free Encyclopedia. Disponível em <[http://en.wikipedia.org/wiki/Alexander\\_L.\\_Kielland\\_\(platform\)](http://en.wikipedia.org/wiki/Alexander_L._Kielland_(platform))>. Acesso em: Outubro de 2014.
- [19] LASSEN, T. & RECHO, N.. *Fatigue Life Analyses of Welded Structures*. 1ª Edição. E.U.A.: Wiley-ISTE, 2006.
- [20] Disponível em <[www.sozogaku.com/fkd/en/mfen/MB1061009\\_07.jpg](http://www.sozogaku.com/fkd/en/mfen/MB1061009_07.jpg)>. Acesso em: Outubro de 2014.
- [21] Disponível em <<http://abduh137.files.wordpress.com/2008/04/fig1-ekofisk.jpg>>. Acesso em: Outubro de 2014.
- [22] MONTEIRO, C. C. C.. *Determinação Computacional do Factor de Intensidade de Tensões em Fendas na Vizinhança de Entalhes*. (Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica). UTL-IST, Lisboa, 2007.
- [23] *Fatigue (material)*. 1 Dezembro, 2014. Wikipedia – The Free Encyclopedia. Disponível em <[http://en.wikipedia.org/wiki/Fatigue\\_\(material\)](http://en.wikipedia.org/wiki/Fatigue_(material))>. Acesso em: Outubro de 2014.

- [24] BORGES, M. L. M.. *Análise de Propagação de Trincas por Meio da Mecânica da Fratura*. (Dissertação de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas). Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, Brasil, 2010.
- [25] HUTCHINSON, J. W.. *Fundamentals of the Phenomenological Theory of Nonlinear Fracture Mechanics*. Journal of Applied Mechanics, Vol.106, 50<sup>th</sup> Anniversary Issue, 1983, pp. 1042-1051.
- [26] *Fracture Mechanics*. 29 Dezembro, 2014. Wikipedia – The Free Encyclopedia. Disponível em <[http://en.wikipedia.org/wiki/Fracture\\_mechanics](http://en.wikipedia.org/wiki/Fracture_mechanics)>. Acesso em: Janeiro de 2014.
- [27] MOHAMMED, Y., HASSAN, M. K. & HASHEM, A. M.. *Finite Element Computational Approach of Fracture Toughness in Composite Compact-Tension Specimen*. International Journal of Mechanical & Mechatronics Engineering (IJMME-IJENS), Vol.12, 4, 2012, pp. 57-61.
- [28] BROCKS, W., CORNEC, A. & SCHEIDER, I.. *Computational Aspects of Nonlinear Fracture Mechanics: Technical Note GKSS/WMS/02/05 – internal report*. Julho, 2002. Disponível em <[http://www.tf.uni-kiel.de/matwis/instmat/departments/brocks/techreport\\_wms02-05.pdf](http://www.tf.uni-kiel.de/matwis/instmat/departments/brocks/techreport_wms02-05.pdf)>. Acesso em: Setembro de 2014.
- [29] BUDIANSKY, B. & RICE, J. R.. *Conservation Laws and Energy-Release Rates*. Journal of Applied Mechanics, 40, 1973, pp. 201-203.
- [30] LANDES, J. D. & BEGLEY, J. A.. *The Effect of Specimen Geometry on  $J_{IC}$* . American Society for Testing and Materials, pp. 24-39.
- [31] Disponível em <<http://www.intechopen.com/source/html/45954/media/fig8.png>>. Acesso em: Outubro de 2014.
- [32] *Paris' Law*. 12 Maio, 2014. Wikipedia – The Free Encyclopedia. Disponível em <[http://en.wikipedia.org/wiki/Paris'\\_law](http://en.wikipedia.org/wiki/Paris'_law)>. Acesso em: Outubro de 2014.
- [33] Disponível em <[http://thediagram.com/12\\_3/thethreemodes.jpg](http://thediagram.com/12_3/thethreemodes.jpg)>. Acesso em: Outubro de 2014.
- [34] TADA, H., PARIS, P. C. & IRWIN, G. R.. *The Stress Analysis of Cracks Handbook*. 2ª Edição. St. Louis, MO: Paris Productions Inc., 1985.
- [35] WANG, C. H.. *Introduction to Fracture Mechanics*. (Public Release). DSTO Aeronautical and Maritime Research Laboratory, 1996.
- [36] DEVENPORT, W. J.. *Experiment 5 - Fracture Toughness Testing*. 22 Dezembro, 2006. Disponível em <<http://www.dept.aoe.vt.edu/~devenpor/aoe3054/manual/expt5/text.html>>. Acesso em: Setembro de 2014.
- [37] *Tenacidade à Fratura*. 16 Março, 2005. Escola Superior de Tecnologia de Setúbal.

Disponível em <<http://ltodi.est.ips.pt/rclaudio/CMM/Download/Acetatos/T2-4-5%20Tenacidade%20%C3%A0%20Fractura.pdf>>. Acesso em: Setembro de 2014.

[38] UNDERWOOD, J. H., MACDONALD, B.D. & MITCHELL, M. R.. *Fatigue and Fracture Mechanics*. American Society for Testing and Materials, Vol.28, ASTM STP 1321, 1997.

[39] FATEMI, A.. *Fundamentals of LEFM and Applications to Fatigue Crack Growth*. The University of Toledo.

Disponível em <[https://www.efatigue.com/training/Chapter\\_6.pdf](https://www.efatigue.com/training/Chapter_6.pdf)>. Acesso em: Setembro de 2014.

[40] Apontamentos de Mecânica da Fractura. Departamento de Engenharia Estrutural e Geotécnica – Universidade de Génova.

Disponível em <[http://www.diseg.unige.it/studenti/Mecc\\_frattura/Dispense/FMprocesszone.pdf](http://www.diseg.unige.it/studenti/Mecc_frattura/Dispense/FMprocesszone.pdf)> Acesso em: Janeiro de 2014.

[41] FORTES, C.. *Mecânica da Fratura*. ESAB-BR. 1 Outubro, 2003. Disponível em <[http://www3.esab.com.br/literatura/apostilas/Apostila\\_Mecanica\\_da\\_Fratura\\_rev0.pdf](http://www3.esab.com.br/literatura/apostilas/Apostila_Mecanica_da_Fratura_rev0.pdf)>. Acesso em: Fevereiro de 2014.

[42] PEREZ, N., *Fracture Mechanics*. E.U.A.: Kluwer Academic Publishers, 2004.

[43] CHEREPANOV, G. P.. *Crack Propagation in Continuous Media*, Journal of Applied Mathematics and Mechanics, Vol.31, 1967, pp. 476-488.

[44] RICE, J. R.. *A Path Independent Integral and The Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks*, Journal of Applied Mechanics, Vol.35, pp. 379-386.

[45] ESHELBY, J. D.. *Energy Relations and The Energy-Momentum Tensor in Continuum Mechanics*, In M.F. Kanninen et al. (eds) *Inelastic Behavior of Solids*, McGraw-Hill, New York, Vol.35, 1970, pp. 77-115.

[46] HELLAN, K.. *Introduction to Fracture Mechanics*. In Eichberg (Ed.). International Student edition, Singapore, 1985, pp.22.

[47] BUDIANSKY, B., RICE, J. R.. *Conservation Laws and Energy-Release Rates*, Journal of Applied Mechanics, 40, 1973, pp. 201-03.

[48] REIS, L. F. G.. *Comportamento Mecânico de Aços em Fadiga Multiaxial a Amplitude de Carga Constante e Síncrona*. (Dissertação para Obtenção do Grau de Doutor em Engenharia Mecânica). UTL-IST, Lisboa, 2004.

[49] CARDOSO, J. B. & COELHO, P. G.. *Métodos Computacionais em Engenharia Mecânica*. Faculdade de Ciências e Tecnologias – Universidade Nova de Lisboa : Sebenta da cadeira de MCEM, 2011.



- [50] AZEVEDO, A. F. M., *Método dos Elementos Finitos*. 1ª Edição. Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 2003.
- [51] MADENCI, E. & GUVEN, I.. *The Finite Element Method and Applications in Engineering using ANSYS®*. 1ª Edição. E.U.A.: Springer, 2006.
- [52] *Comando HELP do ANSYS®*. ANSYS (Mechanical APDL) 14.0, 2011.
- [53] *Zencrack 7.8 - User Manual*. Londres, Reino Unido: Zentech International Ltd., 2013.
- [54] SILVA, D. P. L. DA, *Modelação Numérica de Compósitos Inteligentes*. Faculdade de Ciências e Tecnologias – Universidade Nova de Lisboa, 2010.
- [55] MARTINS, R. F. Et al., Relatório Final de Execução Material e de Execução Financeira do Projecto de Investigação Científica e Desenvolvimento Tecnológico no âmbito do PIDDAC: *Projecto de Desenvolvimento Tecnológico de Conduitas de Evacuação de Gases de Turbinas a Gás*, Ref. PTDC/EME/67071/2006, 2010.
- [56] *Stainless Steel – 316/316L*. Global Metals. Disponível em <[http://www.globalmetals.com.au/\\_pdf/Stainless\\_Steel/Stainless\\_Steel\\_316.pdf](http://www.globalmetals.com.au/_pdf/Stainless_Steel/Stainless_Steel_316.pdf)>. Acesso em: Outubro de 2014.
- [57] *AISI Type 316L Stainless Steeln annealed plate*. ASM Aerospace Specification Metals Inc.. Disponível em <<http://asm.matweb.com/search/SpecificMaterial.asp?bassnum=MQ316P>>. Acesso em: Outubro de 2014.
- [58] Disponível em <<http://www.fortis-steel.ru/pub/download/1166544516322293.pdf>> . Acesso em: Outubro de 2014.



## **ANEXOS**



## A.1. CÁLCULO NUMÉRICO DE K E INTEGRAL J

Exemplo de informação apresentada no ficheiro \*.rep relativa ao procedimento utilizado pelo Zencrack para o cálculo de  $K$  e  $J$ .

Setup indicates analysis with Ansys version 14.0.

This interface has the potential to calculate the following fracture mechanics quantities:

- $K_I, K_{II}, K_{III}$  from nodal displacements and from them an equivalent energy term,  $G_{equiv}$   
! determinação de  $K_I, K_{II}$  e  $K_{III}$  utilizando os deslocamentos nodais na frente da fenda para os nós principais
- ! taxa de libertação de energia equivalente  $G_{eq}$  a partir dos valores de  $K_I, K_{II}$  e  $K_{III}$ .
- J-integral values  
! avaliação da energia de contorno ou do integral J considerando extensão virtual da fenda

\*\*\*  
Reporting keyword : energyreleaserate  
\*\*\*\*\*

The calculation of displacement-based stress intensity factors is requested.

Energy based (contour integral) results will be used for growth magnitude predictions.

Energy based (contour integral) results will be used for growth direction predictions.

Use "as calculated" magnitudes values along each crack front without averaging.

The number of contours to be evaluated is 3.

Processing of contour integral data will use the mean of contours 2 and 3.

The contour integral data will be extracted from the results as follows:

Step 1 with FREQUENCY parameter set to 99999.

Conversion of displacement based SIFs to  $G_{equiv}$  will use  $K_I, K_{II}$  and  $K_{III}$ .

The angle reported for SIF-based growth directions will be calculated using the maximum tangential stress criterion.

\*\*\*  
\*\*\*INFORMATION : CRACK FRONT DEFINITION

Crack front	1	Side 1		Side 2	
		C.B.	Element	C.B.	Element
		1	925	2	297
		3	926	4	298
		5	927	6	299
		7	928	8	300

\*\*\*  
\*\*\*INFORMATION : CRACK FRONT NODE LISTS

Crack front number	1								
	5270	5325	5373	5683	5731	6041	6089	6399	6447

\*\*\*INFORMATION : CONTOUR INTEGRAL PROCESSING FOR EACH CRACK FRONT

Crack front 1 has 3 contours :  $G_{max}$  evaluated using mean of contours 2,3

\*\*\*INFORMATION : FRACTURE MECHANICS PARAMETERS

SIFs are requested from nodal displacements.

J-integrals are requested from contour integral evaluation.

\*\*\*  
CURRENT COORDINATES OF CRACK FRONT NODES

\*\*\*\*\*

NOTES: 1.  $G_{max}$  IS CALCULATED AT CORNER NODE POSITIONS ONLY.  
2. FOR 8 NODDED MESHES THERE WILL BE DUMMY MIDSIDE NODE POSITIONS REPORTED ALONG EACH CRACK FRONT.

CRACK	N	NODE NO.	COORDINATES (X,Y,Z)		
1	1	5270	3.99964E-15	0.00000E+00	-9.60000E-03
1	2	5325	4.00000E-03	1.80556E-35	-9.60000E-03
1	3	5373	8.00000E-03	3.61112E-35	-9.60000E-03
1	4	5683	1.20000E-02	-7.82409E-35	-9.60000E-03
1	5	5731	1.60000E-02	-1.92593E-34	-9.60000E-03
1	6	6041	2.00000E-02	-9.62965E-35	-9.60000E-03
1	7	6089	2.40000E-02	0.00000E+00	-9.60000E-03
1	8	6399	2.80000E-02	0.00000E+00	-9.60000E-03
1	9	6447	3.20000E-02	0.00000E+00	-9.60000E-03

...  
 CONTOUR INTEGRAL VALUES FROM ANSYS OUTPUT FILE, SET 1  
 \*\*\*\*\*

## !Método 2

RESULTS AT STEP 1 SUBSTEP 1 TIME: 1.000000E+00

CRACK	SET	NODE	CONTOUR 1	CONTOUR 2	CONTOUR 3
1	1	1	2.16573E-02	2.11538E-02	2.14489E-02
1	1	2	2.08526E-02	2.25757E-02	2.28303E-02
1	1	3	2.50010E-02	2.43866E-02	2.46598E-02
1	1	4	2.32187E-02	2.51513E-02	2.54311E-02
1	1	5	2.60902E-02	2.54359E-02	2.57168E-02
1	1	6	2.32187E-02	2.51513E-02	2.54311E-02
1	1	7	2.50010E-02	2.43866E-02	2.46598E-02
1	1	8	2.08526E-02	2.25757E-02	2.28303E-02
1	1	9	2.16573E-02	2.11538E-02	2.14489E-02
1	2	1	3.31799E-02	3.24085E-02	3.28606E-02
1	2	2	3.19471E-02	3.45870E-02	3.49771E-02
1	2	3	3.83026E-02	3.73613E-02	3.77799E-02
1	2	4	3.55718E-02	3.85327E-02	3.89615E-02
1	2	5	3.99711E-02	3.89687E-02	3.93991E-02
1	2	6	3.55718E-02	3.85327E-02	3.89615E-02
1	2	7	3.83026E-02	3.73613E-02	3.77799E-02
1	2	8	3.19471E-02	3.45870E-02	3.49771E-02
1	2	9	3.31799E-02	3.24085E-02	3.28606E-02
1	3	1	4.07005E-02	3.97542E-02	4.03089E-02
1	3	2	3.91884E-02	4.24266E-02	4.29051E-02
1	3	3	4.69844E-02	4.58297E-02	4.63432E-02
1	3	4	4.36346E-02	4.72665E-02	4.77925E-02
1	3	5	4.90310E-02	4.78013E-02	4.83294E-02
1	3	6	4.36346E-02	4.72665E-02	4.77925E-02
1	3	7	4.69844E-02	4.58297E-02	4.63432E-02
1	3	8	3.91884E-02	4.24266E-02	4.29051E-02
1	3	9	4.07005E-02	3.97542E-02	4.03089E-02
1	4	1	4.33121E-02	4.23050E-02	4.28953E-02
1	4	2	4.17029E-02	4.51489E-02	4.56582E-02
1	4	3	4.99991E-02	4.87703E-02	4.93168E-02
1	4	4	4.64343E-02	5.02993E-02	5.08591E-02
1	4	5	5.21770E-02	5.08684E-02	5.14304E-02
1	4	6	4.64343E-02	5.02993E-02	5.08591E-02
1	4	7	4.99991E-02	4.87703E-02	4.93168E-02
1	4	8	4.17029E-02	4.51489E-02	4.56582E-02
1	4	9	4.33121E-02	4.23050E-02	4.28953E-02
1	5	1	4.06996E-02	3.97532E-02	4.03079E-02
1	5	2	3.91875E-02	4.24256E-02	4.29042E-02
1	5	3	4.69832E-02	4.58285E-02	4.63421E-02
1	5	4	4.36334E-02	4.72652E-02	4.77913E-02
1	5	5	4.90297E-02	4.78000E-02	4.83281E-02
1	5	6	4.36334E-02	4.72652E-02	4.77913E-02
1	5	7	4.69832E-02	4.58285E-02	4.63421E-02
1	5	8	3.91875E-02	4.24256E-02	4.29042E-02
1	5	9	4.06996E-02	3.97532E-02	4.03079E-02
1	6	1	3.31780E-02	3.24066E-02	3.28588E-02
1	6	2	3.19454E-02	3.45851E-02	3.49753E-02
1	6	3	3.83005E-02	3.73591E-02	3.77778E-02
1	6	4	3.55696E-02	3.85302E-02	3.89591E-02
1	6	5	3.99686E-02	3.89662E-02	3.93968E-02
1	6	6	3.55696E-02	3.85302E-02	3.89591E-02
1	6	7	3.83005E-02	3.73591E-02	3.77778E-02
1	6	8	3.19454E-02	3.45851E-02	3.49753E-02
1	6	9	3.31780E-02	3.24066E-02	3.28588E-02
1	7	1	2.16548E-02	2.11512E-02	2.14465E-02

1	7	2	2.08503E-02	2.25732E-02	2.28279E-02
1	7	3	2.49981E-02	2.43837E-02	2.46570E-02
1	7	4	2.32157E-02	2.51480E-02	2.54280E-02
1	7	5	2.60868E-02	2.54325E-02	2.57136E-02
1	7	6	2.32157E-02	2.51480E-02	2.54280E-02
1	7	7	2.49981E-02	2.43837E-02	2.46570E-02
1	7	8	2.08503E-02	2.25732E-02	2.28279E-02
1	7	9	2.16548E-02	2.11512E-02	2.14465E-02

PROCESSED CONTOUR INTEGRAL DATA FOR CRACK FRONT 1  
\*\*\*\*\*

Gmax DISTRIBUTION FOR CRACK FRONT 1

N	Gmax	VALUES	DIRECTION (X,Y,Z)		
1	4.26002E-02	0.00000E+00	3.37501E-05	-1.00000E+00	
2	4.90436E-02	0.00000E+00	3.32377E-05	-1.00000E+00	
3	5.11494E-02	0.00000E+00	3.71099E-05	-1.00000E+00	
4	4.90436E-02	0.00000E+00	3.32377E-05	-1.00000E+00	
5	4.26002E-02	0.00000E+00	3.37501E-05	-1.00000E+00	

...  
PROCESSED DISPLACEMENT DATA FOR CRACK FRONT 1  
\*\*\*\*\*

Método 1

NOTES: 1. THE CONVERSION OF DISPLACEMENTS TO STRESS INTENSITY FACTORS  
USES EQUATIONS THAT ARE VALID ONLY FOR LINEAR ELASTIC  
ISOTROPIC MATERIALS.  
2. ZENCRACK DOES NOT ATTEMPT TO VERIFY THAT THE FE ANALYSIS HAS  
A MATERIAL MODEL THAT IS APPROPRIATE.  
3. TO TURN OFF ALL REPORTS OF STRESS INTENSITY FACTORS USE:  
\*OUTPUT,SIF=NO  
4. TO TURN OFF CALCULATION OF DISPLACEMENT-BASED STRESS INTENSITY FACTORS USE:  
\*ENERGY RELEASE RATE,DISPLACEMENT=NO.

\*\*\*INFORMATION  
The entire crack face is open.

MODE I, II, III RELATIVE DISPLACEMENTS AND OPEN/CLOSED STATUS AT THE CRACK FRONT.

NOTE - R IS THE DISTANCE FROM THE RADIAL NODE POSITION TO THE CLOSEST CRACK FRONT POSITION.  
THIS CLOSEST CRACK FRONT POSITION MAY NOT COINCIDE WITH THE RESPECTIVE NODE POSITION.

N	CF	NODE	RADIAL NODE(S)			DISTANCE R	Vi	Vii	Viii	STATUS
1	5270	5265	5547	6.00000E-05	1.03233E-08	-2.28684E-13	-1.97611E-13	OPEN		
2	5373	5368	5444	6.00000E-05	1.22294E-08	-1.94812E-13	-1.01890E-13	OPEN		
3	5731	5726	5802	6.00000E-05	1.24683E-08	-2.17882E-13	0.00000E+00	OPEN		
4	6089	6084	6160	6.00000E-05	1.22294E-08	-1.94812E-13	1.01890E-13	OPEN		
5	6447	6442	6518	6.00000E-05	1.03233E-08	-2.28684E-13	1.97611E-13	OPEN		

STRESS INTENSITY FACTORS FROM DISPLACEMENTS - PLANE STRAIN ASSUMPTION.

NOTE - NEGATIVE Gequiv INDICATES STATUS IS "CLOSED".

N	CF	NODE	RADIAL NODE(S)			Gequiv	Ki	Kii	Kiii
1	5270	5265	5547	3.64080E-02	8.71876E+04	-1.93140E+00	-1.16828E+00		
2	5373	5368	5444	5.10937E-02	1.03286E+05	-1.64533E+00	-6.02374E-01		
3	5731	5726	5802	5.31097E-02	1.05304E+05	-1.84017E+00	0.00000E+00		
4	6089	6084	6160	5.10937E-02	1.03286E+05	-1.64533E+00	6.02374E-01		
5	6447	6442	6518	3.64080E-02	8.71876E+04	-1.93140E+00	1.16828E+00		

STRESS INTENSITY FACTORS FROM DISPLACEMENTS - PLANE STRESS ASSUMPTION.

NOTE - NEGATIVE Gequiv INDICATES STATUS IS "CLOSED".

N	CF	NODE	RADIAL NODE(S)			Gequiv	Ki	Kii	Kiii
1	5270	5265	5547	3.31313E-02	7.93407E+04	-1.75758E+00	-1.16828E+00		
2	5373	5368	5444	4.64953E-02	9.39899E+04	-1.49725E+00	-6.02374E-01		
3	5731	5726	5802	4.83298E-02	9.58262E+04	-1.67456E+00	0.00000E+00		
4	6089	6084	6160	4.64953E-02	9.39899E+04	-1.49725E+00	6.02374E-01		
5	6447	6442	6518	3.31313E-02	7.93407E+04	-1.75758E+00	1.16828E+00		

GROWTH DIRECTION FROM STRESS INTENSITY FACTORS.

NOTE - THE VECTOR IS WRT THE GLOBAL SYSTEM BUT THE ANGLE IS IN THE LOCAL i-ii PLANE.

N	CF	NODE	RADIAL NODE(S)			GROWTH DIRECTION X,Y,Z		ANGLE
1	5270	5265	5547	0.00000E+00	4.43045E-05	-1.00000E+00	-2.53846E-03	
2	5373	5368	5444	0.00000E+00	3.18597E-05	-1.00000E+00	-1.82543E-03	
3	5731	5726	5802	0.00000E+00	3.49499E-05	-1.00000E+00	-2.00248E-03	
4	6089	6084	6160	0.00000E+00	3.18597E-05	-1.00000E+00	-1.82543E-03	

5 6447 6442 6518 0.00000E+00 4.43045E-05 -1.00000E+00 -2.53846E-03

STRESS INTENSITY FACTORS FROM DISPLACEMENTS - EXTRAPOLATED TO CRACK FRONT NODES.

NOTE - NEGATIVE Gequiv INDICATES STATUS IS "CLOSED".

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	Gequiv	Ki	Kii	Kiii
1		5270	5265	5547	3.64080E-02	8.71876E+04	-1.93140E+00	-1.16828E+00
2		5373	5368	5444	5.10937E-02	1.03286E+05	-1.64533E+00	-6.02374E-01
3		5731	5726	5802	5.31097E-02	1.05304E+05	-1.84017E+00	0.00000E+00
4		6089	6084	6160	5.10937E-02	1.03286E+05	-1.64533E+00	6.02374E-01
5		6447	6442	6518	3.64080E-02	8.71876E+04	-1.93140E+00	1.16828E+00

GROWTH DIRECTION FROM STRESS INTENSITY FACTORS - EXTRAPOLATED TO CRACK FRONT NODES.

NOTE - THE VECTOR IS WRT THE GLOBAL SYSTEM BUT THE ANGLE IS IN THE LOCAL i-ii PLANE.

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	GROWTH DIRECTION X,Y,Z	ANGLE
1		5270	5265	5547	0.00000E+00 4.43045E-05 -1.00000E+00	-2.53846E-03
2		5373	5368	5444	0.00000E+00 3.18597E-05 -1.00000E+00	-1.82543E-03
3		5731	5726	5802	0.00000E+00 3.49499E-05 -1.00000E+00	-2.00248E-03
4		6089	6084	6160	0.00000E+00 3.18597E-05 -1.00000E+00	-1.82543E-03
5		6447	6442	6518	0.00000E+00 4.43045E-05 -1.00000E+00	-2.53846E-03

CONVERSION OF ENERGY RESULTS TO Ki INCLUDING OPEN/CLOSED STATUS FROM DISPLACEMENTS

\*\*\*\*\*

!Método 2

G TO Ki : MODE I CONVERSION FROM G TO K USING:  $K = \sqrt{E \cdot G / (1 - (\alpha \cdot \nu)^2)}$

NOTES: 1. THESE ARE PLANE STRESS (ALPHA=0.0), PLANE STRAIN (ALPHA=1.0) AND AUTOMATIC K VALUES.

2. THE AUTOMATIC K IS BASED ON THE CONSTRAINT VALUE, ALPHA, CALCULATED BY THE SELECTED "\*SURFACE CONSTRAINT" OPTION - ALPHA FOR THIS TABLE IS REPORTED IN

AN EARLIER

TABLE (UNLESS THAT TABLE WAS DE-ACTIVATED USING "\*OUTPUT, CONSTRAINT=NO".

3. THIS CONVERSION OF ENERGY TO Ki IS STRICTLY ONLY VALID FOR MODE I.

4. VALUES IN THIS TABLE ARE FOR LOAD LEVELS IN THE F.E. ANALYSIS AND DO NOT

INCLUDE

SCALE FACTORS FOR ANY SPECTRUM LOADING.

5. A NEGATIVE VALUE INDICATES A CLOSED CRACK FRONT POSITION.

6. THE CONVERSION OF ENERGY RELEASE RATE TO STRESS INTENSITY FACTORS USES EQUATIONS THAT ARE VALID ONLY FOR LINEAR ELASTIC ISOTROPIC MATERIALS.

7. ZENCRACK DOES NOT ATTEMPT TO VERIFY THAT THE FE ANALYSIS HAS A MATERIAL MODEL THAT IS APPROPRIATE.

8. TO TURN OFF ALL REPORTS OF STRESS INTENSITY FACTORS USE:  
\*OUTPUT,SIF=NO

9. TO TURN OFF CALCULATION OF DISPLACEMENT-BASED STRESS INTENSITY FACTORS USE:  
\*ENERGY RELEASE RATE,DISPLACEMENT=NO.

N	Gmax VALUES	Ki, pl.stress	Ki, pl.strain	Ki, automatic	
1	4.26002E-02	8.99668E+04	9.43109E+04	8.99668E+04	
2	4.90436E-02	9.65312E+04	1.01192E+05	9.65312E+04	
3	5.11494E-02	9.85819E+04	1.03342E+05	9.85819E+04	
4	4.90436E-02	9.65312E+04	1.01192E+05	9.65312E+04	
5	4.26002E-02	8.99668E+04	9.43109E+04	8.99668E+04	
MEAN:	4.68874E-02	9.43156E+04	9.88696E+04	9.43156E+04	
MIN.:	4.26002E-02	8.99668E+04	9.43109E+04	8.99668E+04	AT N = 1
MAX.:	5.11494E-02	9.85819E+04	1.03342E+05	9.85819E+04	AT N = 3



## A.2. CÁLCULO NUMÉRICO DE K E INTEGRAL J

Neste anexo são apresentados os constrangimentos e carregamentos aplicados nos nós para cada um dos modelos referentes ao estado-plano de deformação.

### MODO I

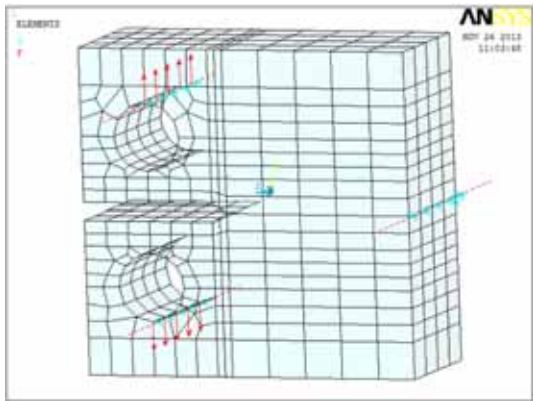


Fig. A2-1 - Modelo computacional EPD, Modo I.

### CONSTRANGIMENTOS NO FURO SUPERIOR

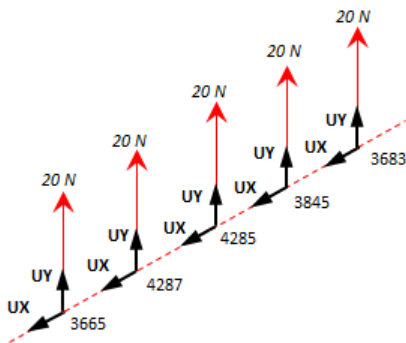


Fig. A2-2 - Graus de Liberdade no Furo Superior do modelo em EPD, modo I.

Tabela A2-1 - Graus de Liberdade no Furo Superior do modelo em EPD, modo I.

Nó	Graus de Liberdade	
3665	Activos	UX , UY
	Constrangidos	UZ
4287	Activos	UX , UY
	Constrangidos	UZ
4285	Activos	UX , UY
	Constrangidos	UZ
3845	Activos	UX , UY
	Constrangidos	UZ
3683	Activos	UX , UY
	Constrangidos	UZ

## CONSTRANGIMENTOS NO FURO INFERIOR

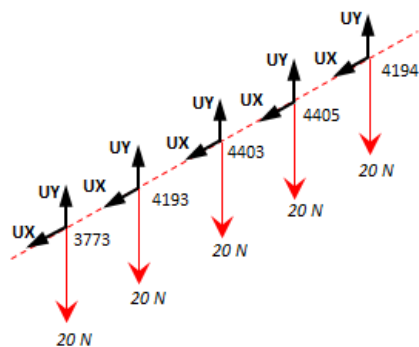


Fig. A2-3 - Graus de Liberdade no Furo Inferior do modelo em EPD, modo I.

Tabela A2-2 - Graus de Liberdade no Furo Inferior do modelo em EPD, modo I.

Nó	Graus de Liberdade	
3773	Activos	UX , UY
	Constrangidos	UZ
4193	Activos	UX , UY
	Constrangidos	UZ
4403	Activos	UX , UY
	Constrangidos	UZ
4405	Activos	UX , UY
	Constrangidos	UZ
4194	Activos	UX , UY
	Constrangidos	UZ

## CONSTRANGIMENTOS NA FACE LATERAL

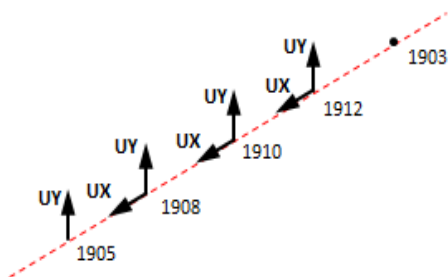


Fig. A2-4 - Graus de Liberdade na Face Lateral do modelo em EPD, modo I.

Tabela A2-3 - Graus de Liberdade na Face Lateral do modelo em EPD, modo I.

Nó	Graus de Liberdade	
1905	Activos	-
	Constrangidos	UX , UY , UZ
1908	Activos	UX , UY
	Constrangidos	UZ
1910	Activos	UX , UY
	Constrangidos	UZ
1912	Activos	UX , UY
	Constrangidos	UZ
1903	Activos	UY
	Constrangidos	UX , UZ

## Modo II

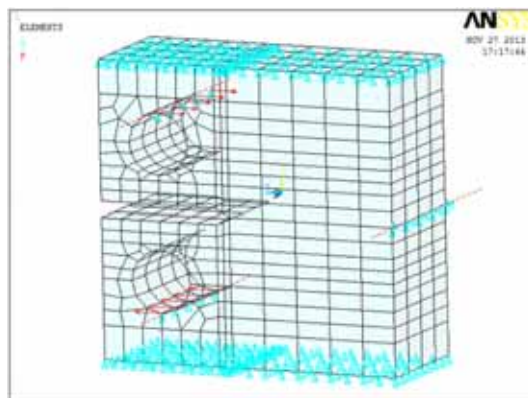
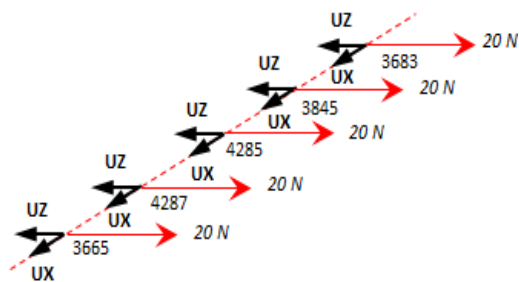


Fig. A2-5 - Modelo computacional EPD, Modo II.

## CONSTRANGIMENTOS NO FURO SUPERIOR

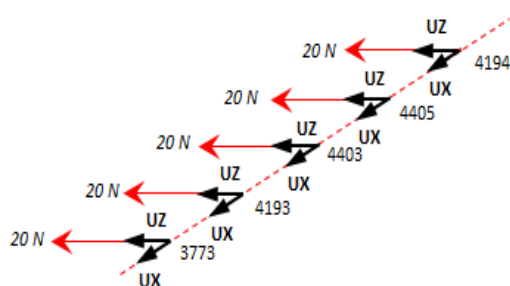


**Fig. A2-6 - Graus de Liberdade no Furo Superior do modelo em EPD, modo II.**

Tabela A2-4 - Graus de Liberdade no Furo Superior do modelo em EPD, modo II.

Nó	Graus de Liberdade	
<b>3665</b>	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
<b>4287</b>	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
<b>4285</b>	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
<b>3845</b>	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
<b>3683</b>	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY

## CONSTRANGIMENTOS NO FURO INFERIOR



**Fig. A2-7 - Graus de Liberdade no Furo Superior do modelo em EPD, modo II.**

Tabela A2-5 - Graus de Liberdade no Furo Inferior do

Nó	Graus de Liberdade	
<b>3773</b>	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
<b>4193</b>	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
<b>4403</b>	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
<b>4405</b>	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
<b>4194</b>	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY

modelo em EPD, modo II.

## CONSTRANGIMENTOS NA FACE LATERAL

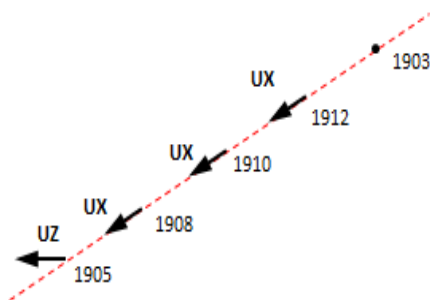


Fig. A2-8 - Graus de Liberdade na Face Lateral do modelo em EPD, modo II.

Tabela A2-6 - Graus de Liberdade na Face Lateral do modelo em EPD, modo II.

Nó	Graus de Liberdade	
1905	Activos	UZ
	Constrangidos	UX , UY
1908	Activos	UX
	Constrangidos	UY , UZ
1910	Activos	UX
	Constrangidos	UY , UZ
1912	Activos	UX
	Constrangidos	UY , UZ
1903	Activos	-
	Constrangidos	UX , UY , UZ

## Modo II

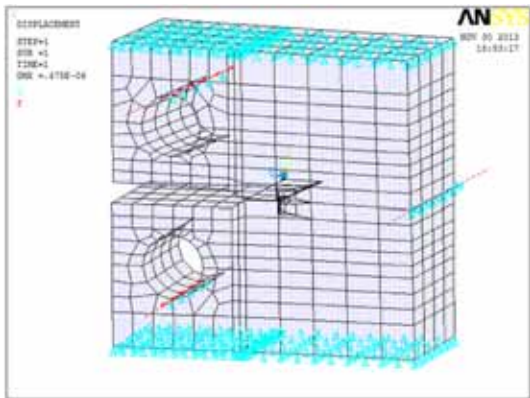
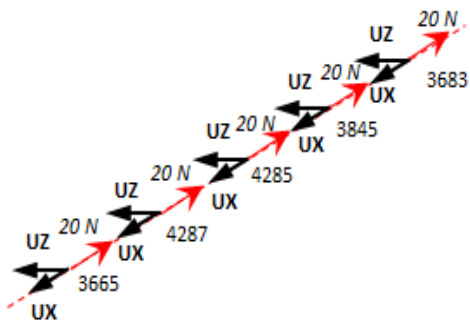


Fig. A2-9 - Modelo computacional EPD, Modo III.

## CONSTRANGIMENTOS NO FURO SUPERIOR

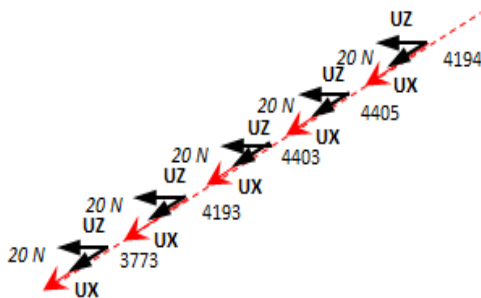


**Fig. A2-10 - Graus de Liberdade no Furo Superior do modelo em EPD, modo III.**

**Tabela A2-7 - Graus de Liberdade no Furo Superior do modelo em EPD, modo III.**

Nó		Graus de Liberdade
3665	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
4287	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
4285	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
3845	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
3683	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY

### CONSTRANGIMENTOS NO FURO INFERIOR



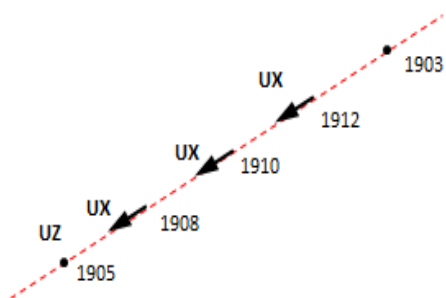
**Fig. A2-11 - Graus de Liberdade no Furo Superior do modelo em EPD, modo III.**

**Tabela A2-8 - Graus de Liberdade no Furo Inferior do**

Nó		Graus de Liberdade
3773	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
4193	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
4403	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
4405	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
4194	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY

modelo em EPD, modo III.

### CONSTRANGIMENTOS NA FACE LATERAL



**Fig. A2-12 - Graus de Liberdade na Face Lateral do modelo em EPD, modo III.**

**Tabela A2-9 - Graus de Liberdade na Face Lateral do modelo em EPD, modo III.**

<b>Nó</b>	<b>Graus de Liberdade</b>	
<b>1905</b>	Activos	-
	Constrangidos	UX , UY , UZ
<b>1908</b>	Activos	UX
	Constrangidos	UY , UZ
<b>1910</b>	Activos	UX
	Constrangidos	UY , UZ
<b>1912</b>	Activos	UX
	Constrangidos	UY , UZ
<b>1903</b>	Activos	-
	Constrangidos	UX , UY , UZ



### A.3. FICHEIROS \*.ZCR E RESULTADOS DO FICHEIRO \*.REP PARA EPD

Neste anexo são apresentados o conteúdo dos ficheiros \*.zcr e os resultados obtidos pelo Zencrack para EPD para os diferentes comprimentos de fenda ( $a/W = 0.45$ ,  $a/W = 0.50$  e  $a/W = 0.55$ ). A informação provém do ficheiro \*.rep referente a cada simulação efectuada.

#### MODO I

##### FICHEIRO \*.ZCR ( $a/W = 0.45$ )

```
*FILES, UNCRACKED=malha.ans
*OPTIONS, TYPE=initial, FE=full
*CRACK FRONT, NAME=Crack front_1, INITIAL=size
s03_t23x1
925, 1751, 1789, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
297, 1760, 1794, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
926, 1760, 1794, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
298, 1758, 1796, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
927, 1758, 1796, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
299, 1756, 1798, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
928, 1756, 1798, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
300, 1753, 1791, 0.0006, 0.0006
*SPLIT, TYPE=PAIRS
917 289
*BOUNDARY SHIFT, TYPE=None
*RELAX, TYPE=None
*MATERIAL
190000000000,0.30
*OUTPUT,SIF=YES
*END
```

##### RESULTADOS DO FICHEIRO \*.REP ( $a/W = 0.45$ )

STRESS INTENSITY FACTORS FROM DISPLACEMENTS - PLANE STRAIN ASSUMPTION.

NOTE - NEGATIVE Gequiv INDICATES STATUS IS "CLOSED".

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	Gequiv	Ki	Kii	Kiii
1	5270	5265	5547	3.64080E-02	8.71876E+04	-1.93140E+00	-1.16828E+00	
2	5373	5368	5444	5.10937E-02	1.03286E+05	-1.64533E+00	-6.02374E-01	
3	5731	5726	5802	5.31097E-02	1.05304E+05	-1.84017E+00	0.00000E+00	
4	6089	6084	6160	5.10937E-02	1.03286E+05	-1.64533E+00	6.02374E-01	
5	6447	6442	6518	3.64080E-02	8.71876E+04	-1.93140E+00	1.16828E+00	

GROWTH DIRECTION FROM STRESS INTENSITY FACTORS.

NOTE - THE VECTOR IS WRT THE GLOBAL SYSTEM BUT THE ANGLE IS IN THE LOCAL i-ii PLANE.

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	GROWTH DIRECTION X,Y,Z	ANGLE
1	5270	5265	5547	0.00000E+00	4.43045E-05	-1.00000E+00
2	5373	5368	5444	0.00000E+00	3.18597E-05	-1.00000E+00
3	5731	5726	5802	0.00000E+00	3.49499E-05	-1.00000E+00
4	6089	6084	6160	0.00000E+00	3.18597E-05	-1.00000E+00
5	6447	6442	6518	0.00000E+00	4.43045E-05	-1.00000E+00



A distribuição de tensões ao longo da espessura varia. Para espessuras elevadas considera-se que a superfície livre se encontra em estado plano de tensão e, à medida que se desloca para o interior da espessura, estabelece-se um estado plano de deformação, razão pela qual se pretendem determinar os resultados a meio do provete.

É importante referir que o resultado de  $G$  ou  $J$  apresentado no ficheiro de relatório do *Zencrack®* é relativo ao valor global onde figuram as componentes correspondentes aos três modos de carregamento. Para relacionar os diferentes valores apresentados para os 5 nós ao longo da espessura foi feita a interpolação através de uma equação de 2º grau.

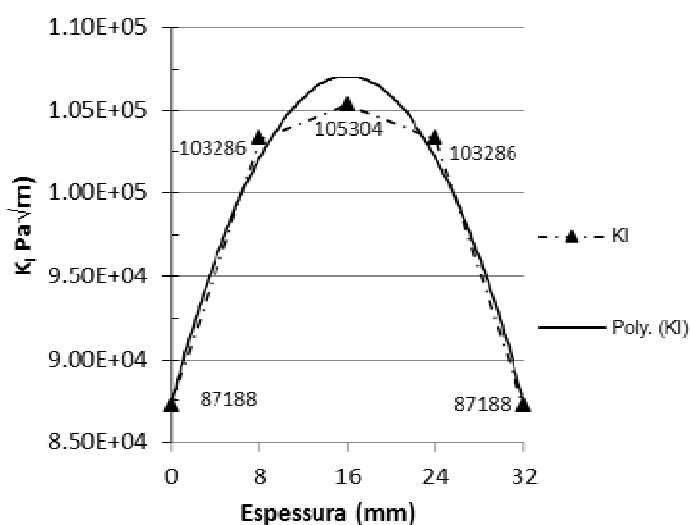


Fig. A3-1 - Valores de K ao longo da espessura para modo I ( $a/W=0.45$ ), EPD.

#### FICHEIRO \*.ZCR ( $a/W=0.50$ )

```
*FILES, UNCRACKED=malha.ans
*OPTIONS, TYPE=initial, FE=full
*CRACK FRONT, NAME=Crack front_1, INITIAL=size
s03_t23x1
925, 1751, 1789, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
297, 1760, 1794, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
926, 1760, 1794, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
298, 1758, 1796, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
927, 1758, 1796, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
299, 1756, 1798, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
928, 1756, 1798, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
300, 1753, 1791, 0.0038, 0.0038
*SPLIT, TYPE=PAIRS
917 289
*BOUNDARY SHIFT, TYPE=None
*RELAX, TYPE=None
*MATERIAL
190000000000,0.30
*OUTPUT,SIF=YES
*END
```

## RESULTADOS DO FICHEIRO \*.REP ( $a/W = 0.50$ )

STRESS INTENSITY FACTORS FROM DISPLACEMENTS - PLANE STRAIN ASSUMPTION.

NOTE - NEGATIVE Gequiv INDICATES STATUS IS "CLOSED".

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	Gequiv	Ki	Kii	Kiii
1	5270	5265	5547		4.39030E-02	9.57422E+04	-1.35838E+00	-9.40844E-01
2	5373	5368	5444		6.10845E-02	1.12933E+05	-1.08900E+00	-5.63911E-01
3	5731	5726	5802		6.31457E-02	1.14823E+05	-1.25635E+00	0.00000E+00
4	6089	6084	6160		6.10845E-02	1.12933E+05	-1.08900E+00	5.63911E-01
5	6447	6442	6518		4.39030E-02	9.57422E+04	-1.35838E+00	9.40844E-01

GROWTH DIRECTION FROM STRESS INTENSITY FACTORS.

NOTE - THE VECTOR IS WRT THE GLOBAL SYSTEM BUT THE ANGLE IS IN THE LOCAL i-ii PLANE.

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	GROWTH DIRECTION X,Y,Z	ANGLE
1	5270	5265	5547		0.00000E+00 2.83758E-05 -1.00000E+00	-1.62581E-03
2	5373	5368	5444		0.00000E+00 1.92858E-05 -1.00000E+00	-1.10499E-03
3	5731	5726	5802		0.00000E+00 2.18832E-05 -1.00000E+00	-1.25382E-03
4	6089	6084	6160		0.00000E+00 1.92858E-05 -1.00000E+00	-1.10499E-03
5	6447	6442	6518		0.00000E+00 2.83758E-05 -1.00000E+00	-1.62581E-03

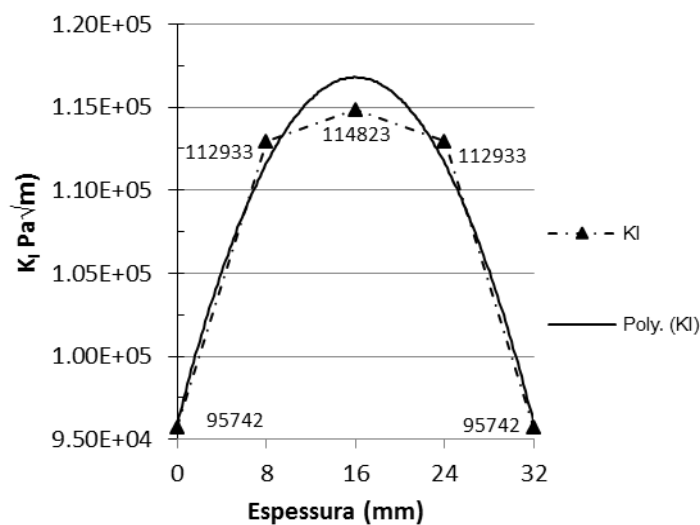


Fig. A3-2 - Valores de K ao longo da espessura para modo I ( $a/W=0.50$ ), EPD.

## FICHEIRO \*.ZCR ( $a/W = 0.55$ )

```
*FILES, UNCRACKED=malha.ans
*OPTIONS, TYPE=initial, FE=full
*CRACK FRONT, NAME=Crack front_1, INITIAL=size
s03_t23x1
925, 1751, 1789, 0.007, 0.007
s03_t23x1
297, 1760, 1794, 0.007, 0.007
s03_t23x1
926, 1760, 1794, 0.007, 0.007
s03_t23x1
298, 1758, 1796, 0.007, 0.007
s03_t23x1
927, 1758, 1796, 0.007, 0.007
s03_t23x1
299, 1756, 1798, 0.007, 0.007
s03_t23x1
928, 1756, 1798, 0.007, 0.007
s03_t23x1
300, 1753, 1791, 0.007, 0.007
*SPLIT, TYPE=PAIRS
917 289
*BOUNDARY SHIFT, TYPE=None
*RELAX, TYPE=None
*MATERIAL
```

190000000000,0.30  
 \*OUTPUT,SIF=YES  
 \*END

## RESULTADOS DO FICHEIRO \*.REP (a/W= 0.55 )

STRESS INTENSITY FACTORS FROM DISPLACEMENTS - PLANE STRAIN ASSUMPTION.

NOTE - NEGATIVE Gequiv INDICATES STATUS IS "CLOSED".

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	Gequiv	Ki	Kii	Kiii
1	5270	5265	5547	5.88779E-02	1.10875E+05	-9.71748E-01	-7.13931E-01	
2	5373	5368	5444	8.30941E-02	1.31717E+05	-6.88496E-01	-4.70363E-01	
3	5731	5726	5802	8.56921E-02	1.33760E+05	-8.12584E-01	0.00000E+00	
4	6089	6084	6160	8.30941E-02	1.31717E+05	-6.88496E-01	4.70363E-01	
5	6447	6442	6518	5.88779E-02	1.10875E+05	-9.71748E-01	7.13931E-01	

GROWTH DIRECTION FROM STRESS INTENSITY FACTORS.

NOTE - THE VECTOR IS WRT THE GLOBAL SYSTEM BUT THE ANGLE IS IN THE LOCAL i-ii PLANE.

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	GROWTH DIRECTION	X,Y,Z	ANGLE
1	5270	5265	5547	0.00000E+00	1.75288E-05	-1.00000E+00	-1.00432E-03
2	5373	5368	5444	0.00000E+00	1.04542E-05	-1.00000E+00	-5.98981E-04
3	5731	5726	5802	0.00000E+00	1.21499E-05	-1.00000E+00	-6.96136E-04
4	6089	6084	6160	0.00000E+00	1.04542E-05	-1.00000E+00	-5.98981E-04
5	6447	6442	6518	0.00000E+00	1.75288E-05	-1.00000E+00	-1.00432E-03

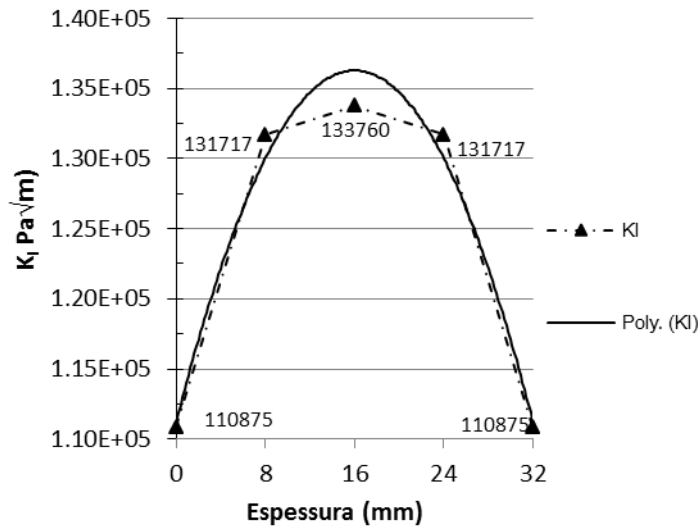


Fig. A3-3 - Valores de K ao longo da espessura para modo I (a/W=0.55), EPD.

## MODO II

### FICHEIRO \*.ZCR (a/W= 0.45 )

```
*FILES, UNCRACKED=malha.ans
*OPTIONS, TYPE=initial, FE=full
*CRACK FRONT, NAME=Crack front_1, INITIAL=size
s03_t23x1
925, 1751, 1789, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
297, 1760, 1794, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
926, 1760, 1794, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
298, 1758, 1796, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
927, 1758, 1796, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
299, 1756, 1798, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
```

```

928, 1756, 1798, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
300, 1753, 1791, 0.0006, 0.0006
*SPLIT, TYPE=PAIRS
917 289
*BOUNDARY SHIFT, TYPE=None
*RELAX, TYPE=None
*MATERIAL
190000000000,0.30
*OUTPUT,SIF=YES
*END

```

## RESULTADOS DO FICHEIRO \*.REP ( $a/W=0.45$ )

STRESS INTENSITY FACTORS FROM DISPLACEMENTS - PLANE STRAIN ASSUMPTION.

NOTE - NEGATIVE Gequiv INDICATES STATUS IS "CLOSED".

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	Gequiv	Ki	Kii	Kiii
1	5270	5265	5547	-2.21173E-03	-2.41107E+00	1.98835E+04	6.81948E+03	
2	5373	5368	5444	-1.59977E-03	-2.17556E+00	1.81762E+04	1.59715E+03	
3	5731	5726	5802	-1.52406E-03	-1.99245E+00	1.78385E+04	0.00000E+00	
4	6089	6084	6160	-1.59977E-03	-2.17556E+00	1.81762E+04	-1.59715E+03	
5	6447	6442	6518	-2.21173E-03	-2.41107E+00	1.98835E+04	-6.81948E+03	

GROWTH DIRECTION FROM STRESS INTENSITY FACTORS.

NOTE - THE VECTOR IS WRT THE GLOBAL SYSTEM BUT THE ANGLE IS IN THE LOCAL i-ii PLANE.

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	GROWTH DIRECTION X,Y,Z	ANGLE
1	5270	5265	5547	0.00000E+00	9.42796E-01	-3.33371E-01
2	5373	5368	5444	0.00000E+00	9.42796E-01	-3.33371E-01
3	5731	5726	5802	0.00000E+00	9.42797E-01	-3.33368E-01
4	6089	6084	6160	0.00000E+00	9.42796E-01	-3.33371E-01
5	6447	6442	6518	0.00000E+00	9.42796E-01	-3.33371E-01

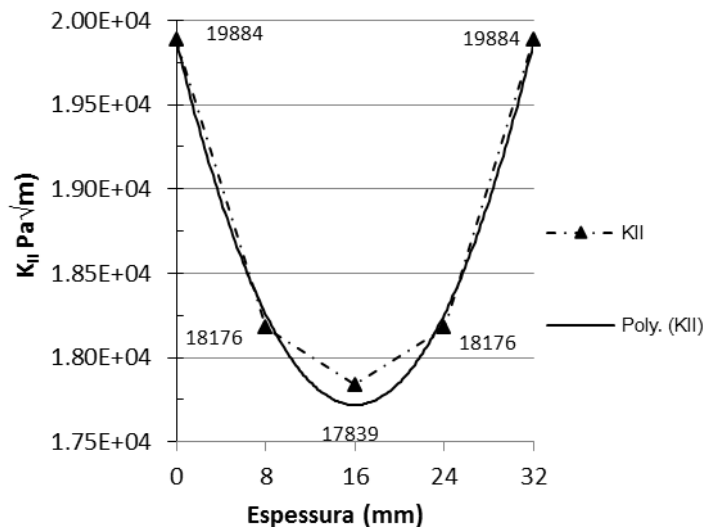


Fig. A3-4 - Valores de K ao longo da espessura para modo II ( $a/W=0.45$ ), EPD.

## FICHEIRO \*.ZCR ( $a/W=0.50$ )

```

*FILES, UNCRACKED=malha.ans
*OPTIONS, TYPE=initial, FE=full
*CRACK FRONT, NAME=Crack front_1, INITIAL=size
s03_t23x1
925, 1751, 1789, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
297, 1760, 1794, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
926, 1760, 1794, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
298, 1758, 1796, 0.0038, 0.0038

```

```

s03_t23x1
927, 1758, 1796, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
299, 1756, 1798, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
928, 1756, 1798, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
300, 1753, 1791, 0.0038, 0.0038
*SPLIT, TYPE=PAIRS
917 289
*BOUNDARY SHIFT, TYPE=None
*RELAX, TYPE=None
*MATERIAL
190000000000,0.30
*OUTPUT,SIF=YES
*END

```

## RESULTADOS DO FICHEIRO \*.REP ( $a/W=0.50$ )

STRESS INTENSITY FACTORS FROM DISPLACEMENTS - PLANE STRAIN ASSUMPTION.

NOTE - NEGATIVE Gequiv INDICATES STATUS IS "CLOSED".

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	Gequiv	Ki	Kii	Kiii
1	5270	5265	5547	-2.69227E-03	-2.16998E+00	2.15712E+04	8.23186E+03	
2	5373	5368	5444	-1.90792E-03	-2.05244E+00	1.98122E+04	2.02088E+03	
3	5731	5726	5802	-1.81468E-03	-1.92929E+00	1.94651E+04	0.00000E+00	
4	6089	6084	6160	-1.90792E-03	-2.05244E+00	1.98122E+04	-2.02088E+03	
5	6447	6442	6518	-2.69227E-03	-2.16998E+00	2.15712E+04	-8.23186E+03	

GROWTH DIRECTION FROM STRESS INTENSITY FACTORS.

NOTE - THE VECTOR IS WRT THE GLOBAL SYSTEM BUT THE ANGLE IS IN THE LOCAL i-ii PLANE.

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	GROWTH DIRECTION X,Y,Z	ANGLE
1	5270	5265	5547	0.00000E+00	9.42798E-01	-3.33365E-01
2	5373	5368	5444	0.00000E+00	9.42798E-01	-3.33366E-01
3	5731	5726	5802	0.00000E+00	9.42798E-01	-3.33364E-01
4	6089	6084	6160	0.00000E+00	9.42798E-01	-3.33366E-01
5	6447	6442	6518	0.00000E+00	9.42798E-01	-3.33365E-01

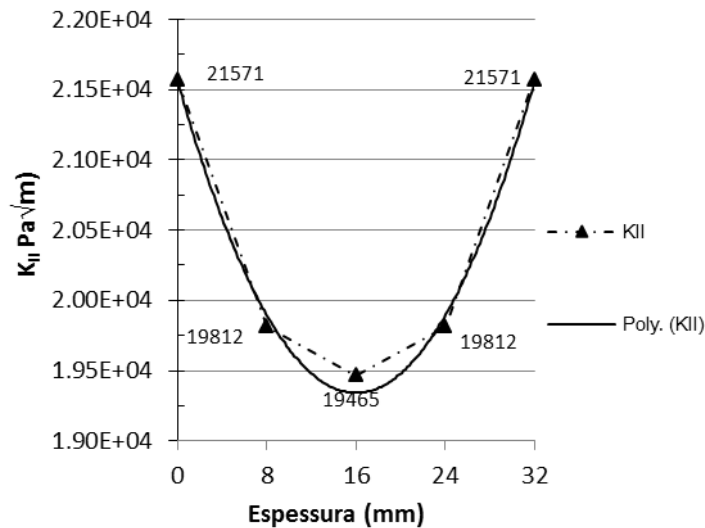


Fig. A3-5 - Valores de K ao longo da espessura para modo II ( $a/W=0.50$ ), EPD.

## FICHEIRO \*.ZCR ( $a/W=0.55$ )

```

*FILES, UNCRACKED=malha.ans
*OPTIONS, TYPE=initial, FE=full
*CRACK FRONT, NAME=Crack front_1, INITIAL=size
s03_t23x1
925, 1751, 1789, 0.007, 0.007

```

```

s03_t23x1
297, 1760, 1794, 0.007, 0.007
s03_t23x1
926, 1760, 1794, 0.007, 0.007
s03_t23x1
298, 1758, 1796, 0.007, 0.007
s03_t23x1
927, 1758, 1796, 0.007, 0.007
s03_t23x1
299, 1756, 1798, 0.007, 0.007
s03_t23x1
928, 1756, 1798, 0.007, 0.007
s03_t23x1
300, 1753, 1791, 0.007, 0.007
*SPLIT, TYPE=PAIRS
917 289
*BOUNDARY SHIFT, TYPE=None
*RELAX, TYPE=None
*MATERIAL
1900000000000,0.30
*OUTPUT,SIF=YES
*END

```

## RESULTADOS DO FICHEIRO \*.REP ( $a/W=0.55$ )

STRESS INTENSITY FACTORS FROM DISPLACEMENTS - PLANE STRAIN ASSUMPTION.

NOTE - NEGATIVE Gequiv INDICATES STATUS IS "CLOSED".

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	Gequiv	Ki	Kii	Kiii
1	5270	5265	5547	-3.18498E-03	-2.04266E+00	2.33061E+04	9.23440E+03	
2	5373	5368	5444	-2.19662E-03	-2.01105E+00	2.12385E+04	2.30060E+03	
3	5731	5726	5802	-2.08867E-03	-1.91820E+00	2.08829E+04	0.00000E+00	
4	6089	6084	6160	-2.19662E-03	-2.01106E+00	2.12385E+04	-2.30060E+03	
5	6447	6442	6518	-3.18498E-03	-2.04263E+00	2.33061E+04	-9.23440E+03	

GROWTH DIRECTION FROM STRESS INTENSITY FACTORS.

NOTE - THE VECTOR IS WRT THE GLOBAL SYSTEM BUT THE ANGLE IS IN THE LOCAL i-ii PLANE.

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	GROWTH DIRECTION	X,Y,Z	ANGLE
1	5270	5265	5547	0.00000E+00	9.42799E-01	-3.33361E-01	-7.05271E+01
2	5373	5368	5444	0.00000E+00	9.42799E-01	-3.33363E-01	-7.05270E+01
3	5731	5726	5802	0.00000E+00	9.42799E-01	-3.33362E-01	-7.05270E+01
4	6089	6084	6160	0.00000E+00	9.42799E-01	-3.33363E-01	-7.05270E+01
5	6447	6442	6518	0.00000E+00	9.42799E-01	-3.33361E-01	-7.05271E+01

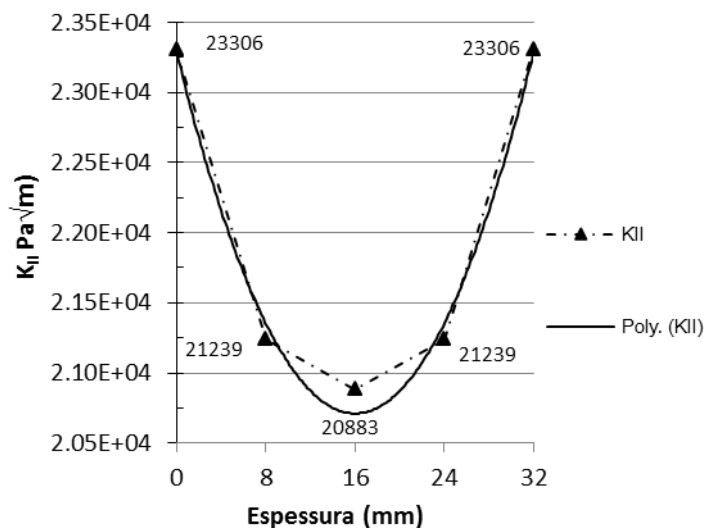


Fig. A3-6 - Valores de K ao longo da espessura para modo II ( $a/W=0.55$ ), EPD.

## MODO III

### FICHEIRO \*.ZCR ( $a/W=0.45$ )

```
*FILES, UNCRACKED=malha.ans
*OPTIONS, TYPE=initial, FE=full
*CRACK FRONT, NAME=Crack front_1, INITIAL=size
s03_t23x1
925, 1751, 1789, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
297, 1760, 1794, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
926, 1760, 1794, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
298, 1758, 1796, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
927, 1758, 1796, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
299, 1756, 1798, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
928, 1756, 1798, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
300, 1753, 1791, 0.0006, 0.0006
*SPLIT, TYPE=PAIRS
917 289
*BOUNDARY SHIFT, TYPE=None
*RELAX, TYPE=None
*MATERIAL
190000000000,0.30
*OUTPUT,SIF=YES
*END
```

### RESULTADOS DO FICHEIRO \*.REP ( $a/W=0.45$ )

STRESS INTENSITY FACTORS FROM DISPLACEMENTS - PLANE STRAIN ASSUMPTION.

NOTE - NEGATIVE Gequiv INDICATES STATUS IS "CLOSED".

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	Gequiv	Ki	Kii	Kiii
1	5270	5265	5547	1.33473E-01	3.96358E+00	1.40417E+05	7.55366E+04	
2	5373	5368	5444	4.10023E-02	1.86376E+00	4.95396E+04	6.53813E+04	
3	5731	5726	5802	2.96603E-02	0.00000E+00	0.00000E+00	6.58405E+04	
4	6089	6084	6160	-4.10023E-02	-1.86376E+00	-4.95396E+04	6.53813E+04	
5	6447	6442	6518	-1.33473E-01	-3.96358E+00	-1.40417E+05	7.55366E+04	

GROWTH DIRECTION FROM STRESS INTENSITY FACTORS.

NOTE - THE VECTOR IS WRT THE GLOBAL SYSTEM BUT THE ANGLE IS IN THE LOCAL i-ii PLANE.

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	GROWTH DIRECTION X,Y,Z	ANGLE	
1	5270	5265	5547	0.00000E+00	-9.42806E-01	-3.33342E-01	7.05282E+01
2	5373	5368	5444	0.00000E+00	-9.42805E-01	-3.33345E-01	7.05281E+01
3	5731	5726	5802	0.00000E+00	0.00000E+00	-1.00000E+00	0.00000E+00
4	6089	6084	6160	0.00000E+00	-9.42805E-01	-3.33345E-01	7.05281E+01
5	6447	6442	6518	0.00000E+00	-9.42806E-01	-3.33342E-01	7.05282E+01

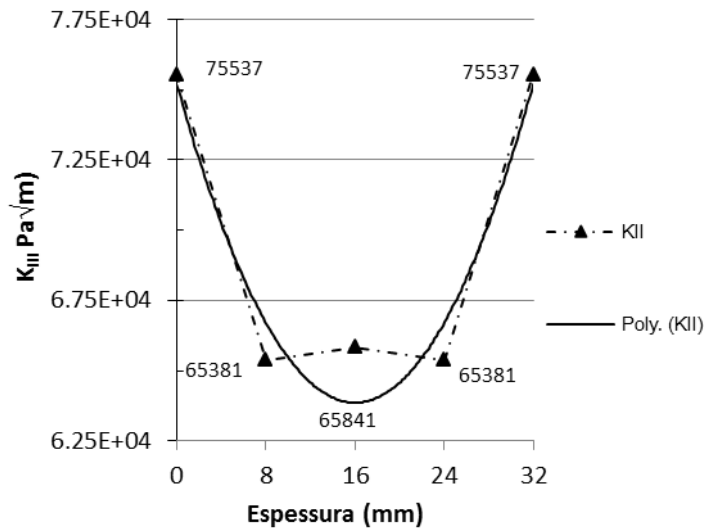


Fig. A3-7 - Valores de K ao longo da espessura para modo III ( $a/W=0.45$ ), EPD.

### FICHEIRO \*.ZCR ( $a/W=0.50$ )

```
*FILES, UNCRACKED=malha.ans
*OPTIONS, TYPE=initial, FE=full
*CRACK FRONT, NAME=Crack front_1, INITIAL=size
s03_t23x1
925, 1751, 1789, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
297, 1760, 1794, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
926, 1760, 1794, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
298, 1758, 1796, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
927, 1758, 1796, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
299, 1756, 1798, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
928, 1756, 1798, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
300, 1753, 1791, 0.0038, 0.0038
*SPLIT, TYPE=PAIRS
917 289
*BOUNDARY SHIFT, TYPE=None
*RELAX, TYPE=None
*MATERIAL
190000000000,0.30
*OUTPUT,SIF=YES
*END
```

### RESULTADOS DO FICHEIRO \*.REP ( $a/W=0.50$ )

STRESS INTENSITY FACTORS FROM DISPLACEMENTS - PLANE STRAIN ASSUMPTION.

NOTE - NEGATIVE Gequiv INDICATES STATUS IS "CLOSED".

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	Gequiv	Ki	Kii	Kiii
1	5270	5265	5547	1.56059E-01	3.35081E+00	1.50720E+05	8.31082E+04	
2	5373	5368	5444	4.93562E-02	1.57233E+00	5.51808E+04	7.12892E+04	
3	5731	5726	5802	3.52950E-02	0.00000E+00	0.00000E+00	7.18227E+04	
4	6089	6084	6160	-4.93562E-02	-1.57233E+00	-5.51808E+04	7.12892E+04	
5	6447	6442	6518	-1.56059E-01	-3.35081E+00	-1.50720E+05	8.31082E+04	

GROWTH DIRECTION FROM STRESS INTENSITY FACTORS.

NOTE - THE VECTOR IS WRT THE GLOBAL SYSTEM BUT THE ANGLE IS IN THE LOCAL i-ii PLANE.

N	CF	NODE	RADIAL NODE(S)		GROWTH DIRECTION X,Y,Z			ANGLE
1	5270	5265	5547		0.00000E+00	-9.42807E-01	-3.33340E-01	7.05284E+01



2	5373	5368	5444	0.00000E+00	-9.42806E-01	-3.33342E-01	7.05282E+01
3	5731	5726	5802	0.00000E+00	0.00000E+00	-1.00000E+00	0.00000E+00
4	6089	6084	6160	0.00000E+00	-9.42806E-01	-3.33342E-01	7.05282E+01
5	6447	6442	6518	0.00000E+00	-9.42807E-01	-3.33340E-01	7.05284E+01

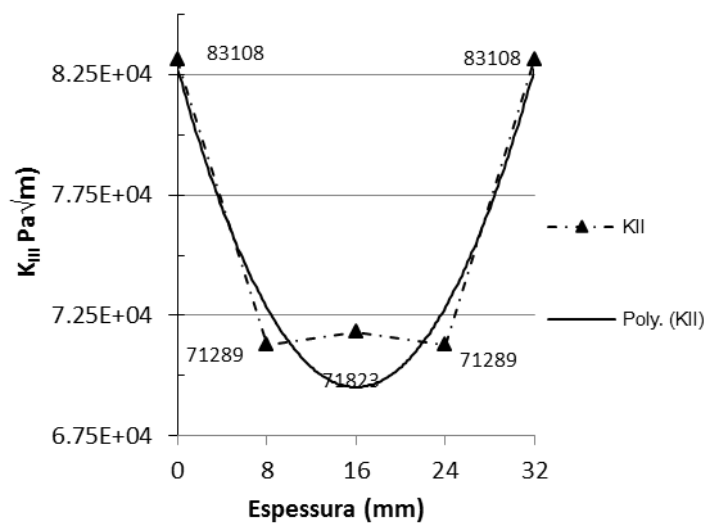


Fig. A3-8 - Valores de K ao longo da espessura para modo III ( $a/W=0.50$ ), EPD.

#### FICHEIRO \*.ZCR ( $a/W=0.55$ )

```

*FILES, UNCRACKED=malha.ans
*OPTIONS, TYPE=initial, FE=full
*CRACK FRONT, NAME=Crack front_1, INITIAL=size
s03_t23x1
925, 1751, 1789, 0.007, 0.007
s03_t23x1
297, 1760, 1794, 0.007, 0.007
s03_t23x1
926, 1760, 1794, 0.007, 0.007
s03_t23x1
298, 1758, 1796, 0.007, 0.007
s03_t23x1
927, 1758, 1796, 0.007, 0.007
s03_t23x1
299, 1756, 1798, 0.007, 0.007
s03_t23x1
928, 1756, 1798, 0.007, 0.007
s03_t23x1
300, 1753, 1791, 0.007, 0.007
*SPLIT, TYPE=PAIRS
917 289
*BOUNDARY SHIFT, TYPE=None
*RELAX, TYPE=None
*MATERIAL
190000000000,0.30
*OUTPUT,SIF=YES
*END

```

## RESULTADOS DO FICHEIRO \*.REP ( $a/W=0.55$ )

STRESS INTENSITY FACTORS FROM DISPLACEMENTS - PLANE STRAIN ASSUMPTION.

NOTE - NEGATIVE Gequiv INDICATES STATUS IS "CLOSED".

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	Gequiv	Ki	Kii	Kiii
1	5270	5265	5547	1.88770E-01	3.04388E+00	1.64920E+05	9.24681E+04	
2	5373	5368	5444	5.86046E-02	1.44080E+00	6.08201E+04	7.73042E+04	
3	5731	5726	5802	4.05142E-02	0.00000E+00	0.00000E+00	7.69500E+04	
4	6089	6084	6160	-5.86046E-02	-1.44080E+00	-6.08201E+04	7.73042E+04	
5	6447	6442	6518	-1.88770E-01	-3.04388E+00	-1.64920E+05	9.24681E+04	

GROWTH DIRECTION FROM STRESS INTENSITY FACTORS.

NOTE - THE VECTOR IS WRT THE GLOBAL SYSTEM BUT THE ANGLE IS IN THE LOCAL i-ii PLANE.

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	GROWTH DIRECTION	X,Y,Z	ANGLE	
1		5270	5265	5547	0.00000E+00	-9.42807E-01	-3.33339E-01	7.05284E+01
2		5373	5368	5444	0.00000E+00	-9.42806E-01	-3.33341E-01	7.05283E+01
3		5731	5726	5802	0.00000E+00	0.00000E+00	-1.00000E+00	0.00000E+00
4		6089	6084	6160	0.00000E+00	-9.42806E-01	-3.33341E-01	7.05283E+01
5		6447	6442	6518	0.00000E+00	-9.42807E-01	-3.33339E-01	7.05284E+01

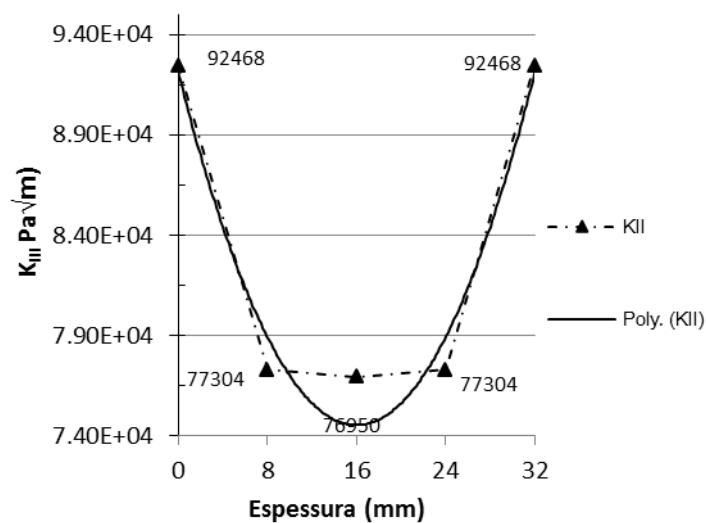


Fig. A3-9 - Valores de K ao longo da espessura para modo III ( $a/W=0.55$ ), EPD.



## A.4. CONSTRANGIMENTOS APLICADOS EM EPT

Neste anexo são apresentados os constrangimentos e carregamentos aplicados nos nós para cada um dos modelos referentes ao estado-plano de tensão.

### Modo I

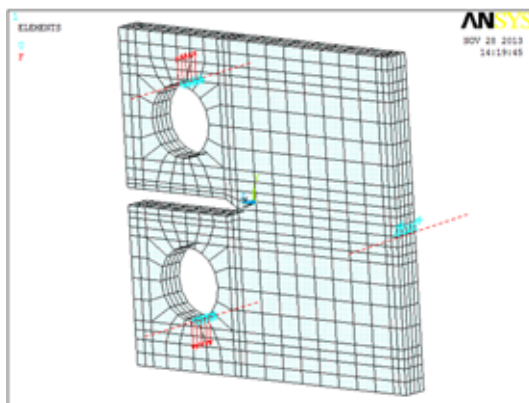


Fig. A4-1 - Modelo computacional EPT, Modo I.

### CONSTRANGIMENTOS NO FURO SUPERIOR

Tabela A4-1 - Graus de Liberdade no Furo Superior do modelo em EPT, modo I.

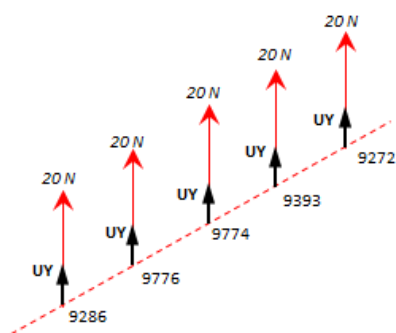


Fig. A4-2 - Graus de Liberdade no Furo Superior do modelo em EPT, modo I.

Nó	Graus de Liberdade	
3665	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
4287	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
4285	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
3845	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
3683	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY

## CONSTRANGIMENTOS NO FURO INFERIOR

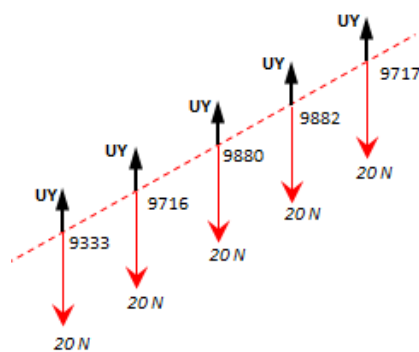


Fig. A4-3 - Graus de Liberdade no Furo Inferior do modelo em EPT, modo I.

Tabela A4-2 - Graus de Liberdade no Furo Inferior do modelo em EPT, modo I.

Nó	Graus de Liberdade	
4621	Activos	UZ
	Constrangidos	UX , UY
4626	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
4628	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
4630	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
4617	Activos	UZ
	Constrangidos	UX , UY

## CONSTRANGIMENTOS NA FACE LATERAL

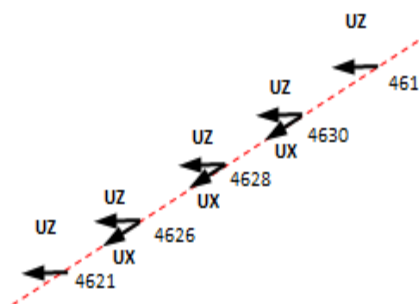


Fig. A4-4 - Graus de Liberdade na Face Lateral do modelo em EPT, modo I.

Tabela A4-3 - Graus de Liberdade na Face Lateral do modelo em EPT, modo I.

Nó	Graus de Liberdade	
9333	Activos	UY
	Constrangidos	UX , UZ
9716	Activos	UY
	Constrangidos	UX , UZ
9880	Activos	UY
	Constrangidos	UX , UZ
9882	Activos	UY
	Constrangidos	UX , UZ
9717	Activos	UY
	Constrangidos	UX , UZ

## MODO II

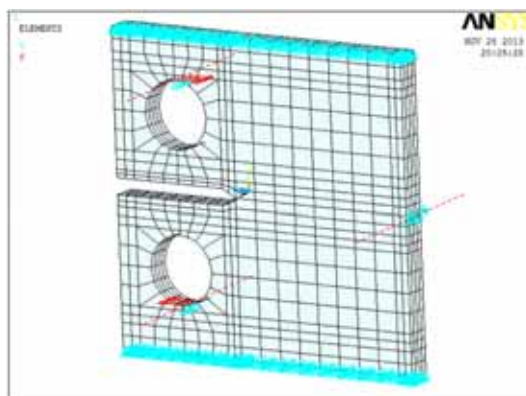


Fig. A4-5 - Modelo computacional EPT, Modo II.

## CONSTRANGIMENTOS NO FURO SUPERIOR

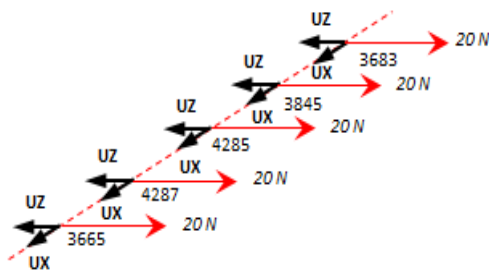


Fig. A4-6 - Graus de Liberdade no Furo Superior do modelo em EPT, modo II.

Tabela A4-4 - Graus de Liberdade no Furo Superior do modelo em EPT, modo II.

Nó	Graus de Liberdade	
9286	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
9776	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
9774	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
9393	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
9272	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY

## CONSTRANGIMENTOS NO FURO INFERIOR

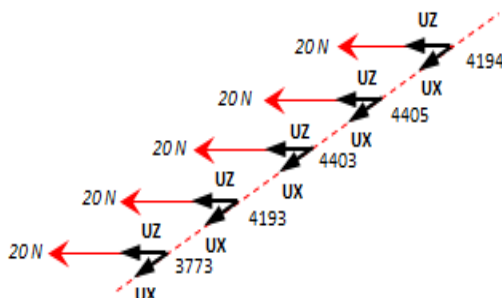


Fig. A4-7 - Graus de Liberdade no Furo Inferior do modelo em EPT, modo II.

Tabela A4-5 - Graus de Liberdade no Furo Inferior do modelo em EPT, modo II.

Nó	Graus de Liberdade	
4621	Activos	-
	Constrangidos	UX , UY , UZ
4626	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
4628	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
4630	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
4617	Activos	-
	Constrangidos	UX , UY , UZ

## CONSTRANGIMENTOS NA FACE LATERAL

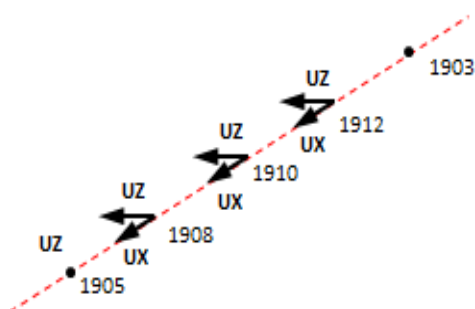


Fig. A4-8 - Graus de Liberdade na Face Lateral do modelo em EPT, modo II.

Tabela A4-6 - Graus de Liberdade na Face Lateral do modelo em EPT, modo II.

Nó	Graus de Liberdade	
9333	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
9716	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
9880	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
9882	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
9717	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY

## Modo III

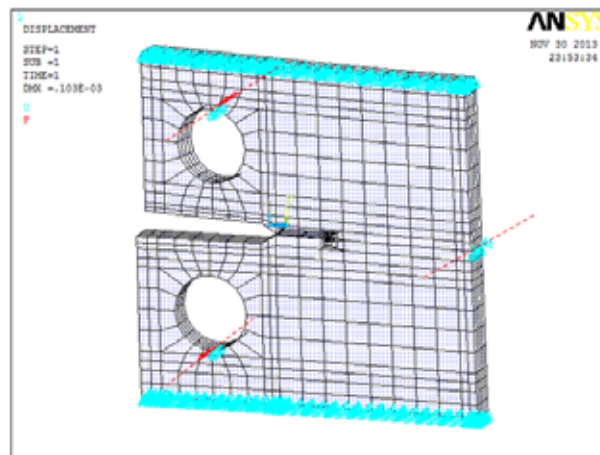


Fig. A4-9 - Modelo computacional EPT, Modo III.

## CONSTRANGIMENTOS NO FURO SUPERIOR

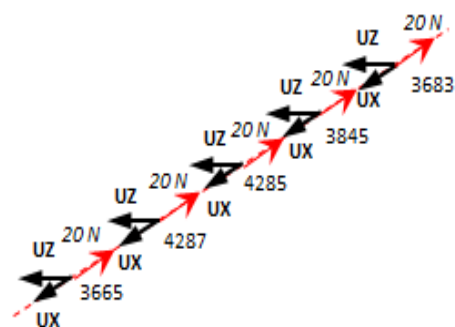


Fig. A4-10 - Graus de Liberdade no Furo Superior do modelo em EPT, modo III.

Tabela A4-7 - Graus de Liberdade no Furo Superior do modelo em EPT, modo III.

Nó	Graus de Liberdade	
9286	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
9776	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
9774	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
9393	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
9272	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY

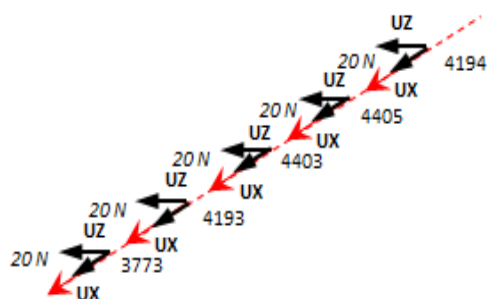


Fig. A4-11 - Graus de Liberdade no Furo Inferior do modelo em EPT, modo III.

Tabela A4-8 - Graus de Liberdade no Furo Inferior do modelo em EPT, modo III.

Nó	Graus de Liberdade	
9333	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
9716	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
9880	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
9882	Activos	UX , UZ
	Constrangidos	UY
9717	Activos	UX , UZ

C

ON

STRANGIMENTOS NO FURO INFERIOR

CONSTRANGIMENTOS NA FACE LATERAL

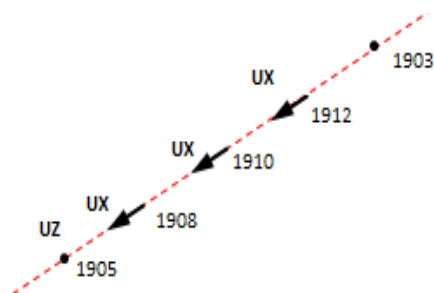


Fig. A4-12 - Graus de Liberdade na Face Lateral do modelo em EPT, modo III.

Tabela A4-9 - Graus de Liberdade na Face Lateral do modelo em EPT, modo III.

Nó	Graus de Liberdade	
	Activos	Constrangidos
9333	UX , UZ	UY
9716	UX , UZ	UY
9880	UX , UZ	UY
9882	UX , UZ	UY
9717	UX , UZ	UY





## A.5. FICHEIROS \*.ZCR E RESULTADOS DO FICHEIRO \*.REP PARA EPT

Neste anexo são apresentados o conteúdo dos ficheiros \*.zcr e os resultados obtidos pelo Zencrack para EPT para os diferentes comprimentos de fenda ( $a$ ,  $b$  e  $c$ ). A informação provém do ficheiro \*.rep referente a cada simulação efectuada.

### Modo I

#### FICHEIRO \*.ZCR ( $a/W=0.45$ )

```
*FILES, UNCRACKED=malha.ans
*OPTIONS, TYPE=initial, FE=full
*CRACK FRONT, NAME=Open_Crack front, INITIAL=size
s03_t23x1
964, 4317, 4402, 0.0007, 0.0007
s03_t23x1
812, 4323, 4412, 0.0007, 0.0007
s03_t23x1
963, 4323, 4412, 0.0007, 0.0007
s03_t23x1
811, 4321, 4410, 0.0007, 0.0007
s03_t23x1
962, 4321, 4410, 0.0007, 0.0007
s03_t23x1
810, 4319, 4408, 0.0007, 0.0007
s03_t23x1
961, 4319, 4408, 0.0007, 0.0007
s03_t23x1
809, 4313, 4391, 0.0007, 0.0007
*SPLIT, TYPE=PAIRS
800 945
799 946
798 947
797 948
796 949
795 950
794 951
793 952
*BOUNDARY SHIFT, TYPE=None
*RELAX, TYPE=None
*MATERIAL
1900000000000,0.30
*OUTPUT,SIF=YES
*END
```

#### RESULTADOS DO FICHEIRO \*.REP ( $a/W=0.45$ )

STRESS INTENSITY FACTORS FROM DISPLACEMENTS - PLANE STRESS ASSUMPTION.

NOTE - NEGATIVE Gequiv INDICATES STATUS IS "CLOSED".

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	Gequiv	Ki	Kii	Kiii
1	10028	10023	10305		1.77971E+01	1.83886E+06	-5.26298E+03	-2.77458E+03
2	10131	10126	10202		2.12522E+01	2.00945E+06	-5.38132E+03	9.22741E+01
3	10489	10484	10560		2.13002E+01	2.01172E+06	-5.85261E+03	0.00000E+00
4	10847	10842	10918		2.12522E+01	2.00945E+06	-5.38132E+03	-9.22741E+01
5	11205	11200	11276		1.77971E+01	1.83886E+06	-5.26298E+03	2.77458E+03

GROWTH DIRECTION FROM STRESS INTENSITY FACTORS.

NOTE - THE VECTOR IS WRT THE GLOBAL SYSTEM BUT THE ANGLE IS IN THE LOCAL i-ii PLANE.

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	GROWTH DIRECTION X,Y,Z	ANGLE
1	10028	10023	10305		0.00000E+00 5.72404E-03 -9.99984E-01	-3.27965E-01

2	10131	10126	10202	0.00000E+00	5.35590E-03	-9.99986E-01	-3.06872E-01
3	10489	10484	10560	0.00000E+00	5.81838E-03	-9.99983E-01	-3.33370E-01
4	10847	10842	10918	0.00000E+00	5.35590E-03	-9.99986E-01	-3.06872E-01
5	11205	11200	11276	0.00000E+00	5.72404E-03	-9.99984E-01	-3.27965E-01

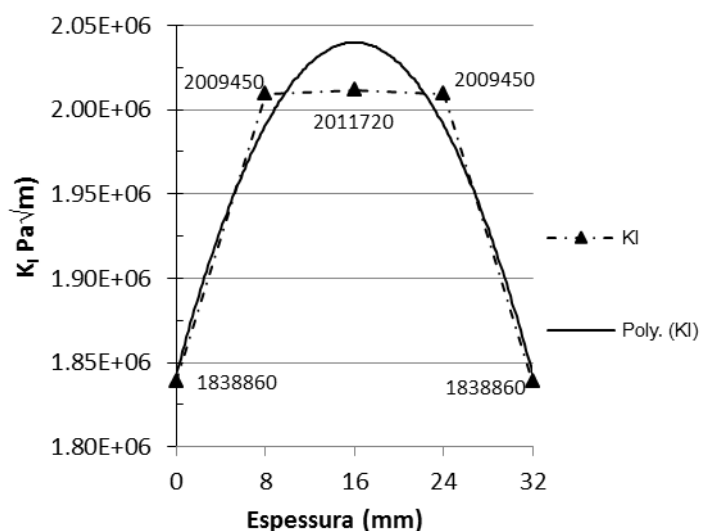


Fig. A5-1 - Valores de K ao longo da espessura para modo I ( $a/W=0.45$ ), EPT.

#### FICHEIRO \*.ZCR ( $a/W=0.50$ )

```

*FILES, UNCRACKED=malha.ans
*OPTIONS, TYPE=initial, FE=full
*CRACK FRONT, NAME=Open_Crack front, INITIAL=size
s03_t23x1
964, 4317, 4402, 0.0020, 0.0020
s03_t23x1
812, 4323, 4412, 0.0020, 0.0020
s03_t23x1
963, 4323, 4412, 0.0020, 0.0020
s03_t23x1
811, 4321, 4410, 0.0020, 0.0020
s03_t23x1
962, 4321, 4410, 0.0020, 0.0020
s03_t23x1
810, 4319, 4408, 0.0020, 0.0020
s03_t23x1
961, 4319, 4408, 0.0020, 0.0020
s03_t23x1
809, 4313, 4391, 0.0020, 0.0020
*SPLIT, TYPE=PAIRS
800 945
799 946
798 947
797 948
796 949
795 950
794 951
793 952
*BOUNDARY SHIFT, TYPE=None
*RELAX, TYPE=None
*MATERIAL
190000000000,0.30
*OUTPUT,SIF=YES
*END

```

## RESULTADOS DO FICHEIRO \*.REP ( $a/W=0.50$ )

STRESS INTENSITY FACTORS FROM DISPLACEMENTS - PLANE STRESS ASSUMPTION.

NOTE - NEGATIVE Gequiv INDICATES STATUS IS "CLOSED".

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	Gequiv	Ki	Kii	Kiii
1	10028	10023	10305		2.42769E+01	2.14769E+06	5.81939E+03	2.85471E+03
2	10131	10126	10202		2.87947E+01	2.33901E+06	6.50053E+03	1.69175E+02
3	10489	10484	10560		2.87643E+01	2.33777E+06	6.21232E+03	0.00000E+00
4	10847	10842	10918		2.87947E+01	2.33901E+06	6.50053E+03	-1.69175E+02
5	11205	11200	11276		2.42769E+01	2.14769E+06	5.81939E+03	-2.85471E+03

GROWTH DIRECTION FROM STRESS INTENSITY FACTORS - EXTRAPOLATED TO CRACK FRONT NODES.

NOTE - THE VECTOR IS WRT THE GLOBAL SYSTEM BUT THE ANGLE IS IN THE LOCAL i-ii PLANE.

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	GROWTH DIRECTION X,Y,Z	ANGLE
1	10028	10023	10305		0.00000E+00 -5.41909E-03 -9.99985E-01	3.10493E-01
2	10131	10126	10202		0.00000E+00 -5.55824E-03 -9.99985E-01	3.18466E-01
3	10489	10484	10560		0.00000E+00 -5.31462E-03 -9.99986E-01	3.04507E-01
4	10847	10842	10918		0.00000E+00 -5.55824E-03 -9.99985E-01	3.18466E-01
5	11205	11200	11276		0.00000E+00 -5.41909E-03 -9.99985E-01	3.10493E-01

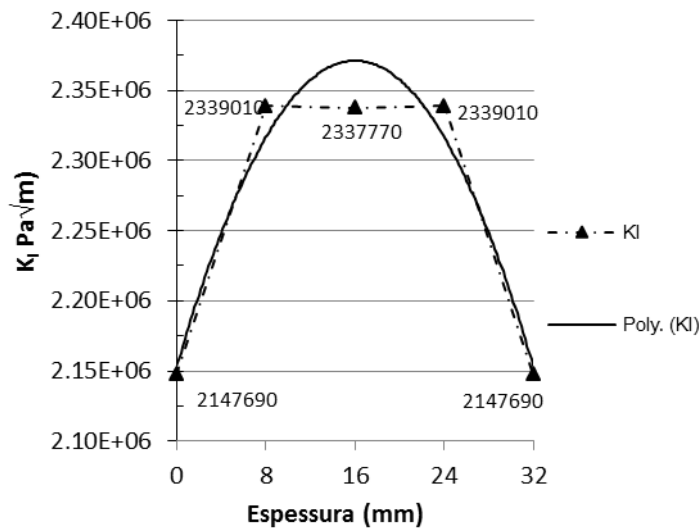


Fig. A5-2 - Valores de K ao longo da espessura para modo I ( $a/W=0.50$ ), EPT.

## FICHEIRO \*.ZCR ( $a/W=0.55$ )

```
*FILES, UNCRACKED=malha.ans
*OPTIONS, TYPE=initial, FE=full
*CRACK FRONT, NAME=Open_Crack front, INITIAL=size
s03_t23x1
968, 4402, 4393, 0.00105, 0.00105
s03_t23x1
816, 4412, 4395, 0.00105, 0.00105
s03_t23x1
967, 4412, 4395, 0.00105, 0.00105
s03_t23x1
815, 4410, 4397, 0.00105, 0.00105
s03_t23x1
966, 4410, 4397, 0.00105, 0.00105
s03_t23x1
814, 4408, 4399, 0.00105, 0.00105
s03_t23x1
965, 4408, 4399, 0.00105, 0.00105
s03_t23x1
813, 4391, 4389, 0.00105, 0.00105
```

```

*SPLOT, TYPE=PAIRS
800 945
799 946
798 947
797 948
796 949
795 950
794 951
793 952
812 964
811 963
810 962
809 961
*BOUNDARY SHIFT, TYPE=None
*RELAX, TYPE=None
*MATERIAL
190000000000,0.30
*OUTPUT,SIF=YES
*END

```

## RESULTADOS DO FICHEIRO \*.REP ( $a/W = 0.55$ )

STRESS INTENSITY FACTORS FROM DISPLACEMENTS - PLANE STRESS ASSUMPTION.

NOTE - NEGATIVE Gequiv INDICATES STATUS IS "CLOSED".

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	Gequiv	Ki	Kii	Kiii
1	10028	10023	10305		3.05610E+01	2.40968E+06	-2.24056E+03	-5.30783E+03
2	10131	10126	10202		3.67984E+01	2.64418E+06	-8.24890E+02	-8.64145E+02
3	10489	10484	10560		3.67573E+01	2.64270E+06	-6.05289E+02	0.00000E+00
4	10847	10842	10918		3.67984E+01	2.64418E+06	-8.24889E+02	8.64145E+02
5	11205	11200	11276		3.05610E+01	2.40968E+06	-2.24056E+03	5.30783E+03

GROWTH DIRECTION FROM STRESS INTENSITY FACTORS - EXTRAPOLATED TO CRACK FRONT NODES.

NOTE - THE VECTOR IS WRT THE GLOBAL SYSTEM BUT THE ANGLE IS IN THE LOCAL i-ii PLANE.

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	GROWTH DIRECTION X,Y,Z	ANGLE
1	10028	10023	10305		0.00000E+00 1.85963E-03 -9.99998E-01	-1.06549E-01
2	10131	10126	10202		0.00000E+00 6.23928E-04 -1.00000E+00	-3.57484E-02
3	10489	10484	10560		0.00000E+00 4.58084E-04 -1.00000E+00	-2.62463E-02
4	10847	10842	10918		0.00000E+00 6.23928E-04 -1.00000E+00	-3.57484E-02
5	11205	11200	11276		0.00000E+00 1.85963E-03 -9.99998E-01	-1.06549E-01

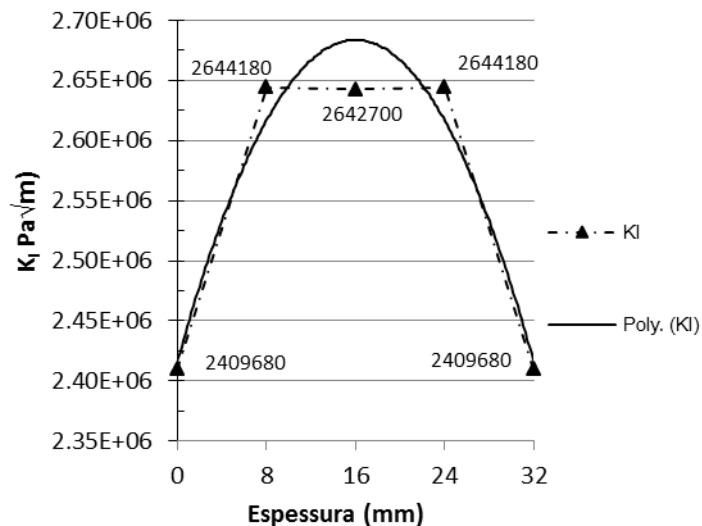


Fig. A5-3 - Valores de K ao longo da espessura para modo I ( $a/W=0.55$ ), EPT.

## Modo II

### FICHEIRO \*.ZCR ( $a/W=0.45$ )

```
*FILES, UNCRACKED=malha.ans
*OPTIONS, TYPE=initial, FE=full
*CRACK FRONT, NAME=Open_Crack front, INITIAL=size
s03_t23x1
964, 4317, 4402, 0.0007, 0.0007
s03_t23x1
812, 4323, 4412, 0.0007, 0.0007
s03_t23x1
963, 4323, 4412, 0.0007, 0.0007
s03_t23x1
811, 4321, 4410, 0.0007, 0.0007
s03_t23x1
962, 4321, 4410, 0.0007, 0.0007
s03_t23x1
810, 4319, 4408, 0.0007, 0.0007
s03_t23x1
961, 4319, 4408, 0.0007, 0.0007
s03_t23x1
809, 4313, 4391, 0.0007, 0.0007
*SPLIT, TYPE=PAIRS
800 945
799 946
798 947
797 948
796 949
795 950
794 951
793 952
*BOUNDARY SHIFT, TYPE=None
*RELAX, TYPE=None
*MATERIAL
190000000000,0.30
*OUTPUT,SIF=YES
*END
```

### RESULTADOS DO FICHEIRO \*.REP ( $a/W=0.45$ )

STRESS INTENSITY FACTORS FROM DISPLACEMENTS - PLANE STRESS ASSUMPTION.

NOTE - NEGATIVE Gequiv INDICATES STATUS IS "CLOSED".

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	Gequiv	Ki	Kii	Kiii
1	10028	10023	10305	-7.48210E-01	-2.36217E+03	3.38234E+05	1.46109E+05	
2	10131	10126	10202	-5.06619E-01	-2.03787E+03	3.07025E+05	3.91151E+04	
3	10489	10484	10560	-4.91794E-01	-1.73276E+03	3.05676E+05	0.00000E+00	
4	10847	10842	10918	-5.06619E-01	-2.03787E+03	3.07025E+05	-3.91151E+04	
5	11205	11200	11276	-7.48210E-01	-2.36217E+03	3.38234E+05	-1.46109E+05	

GROWTH DIRECTION FROM STRESS INTENSITY FACTORS.

NOTE - THE VECTOR IS WRT THE GLOBAL SYSTEM BUT THE ANGLE IS IN THE LOCAL i-ii PLANE.

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	GROWTH DIRECTION X,Y,Z	ANGLE	
1	10028	10023	10305	0.00000E+00	9.42031E-01	-3.35526E-01	-7.03955E+01
2	10131	10126	10202	0.00000E+00	9.42070E-01	-3.35418E-01	-7.04021E+01
3	10489	10484	10560	0.00000E+00	9.42178E-01	-3.35114E-01	-7.04206E+01
4	10847	10842	10918	0.00000E+00	9.42070E-01	-3.35418E-01	-7.04021E+01
5	11205	11200	11276	0.00000E+00	9.42031E-01	-3.35526E-01	-7.03955E+01

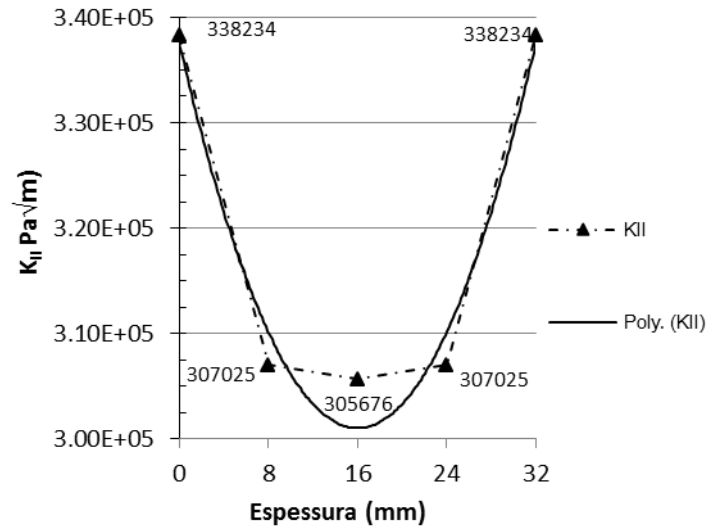


Fig. A5-4 - Valores de K ao longo da espessura para modo II ( $a/W=0.45$ ), EPT.

#### FICHEIRO \*.ZCR ( $a/W=0.50$ )

```
*FILES, UNCRACKED=malha.ans
*OPTIONS, TYPE=initial, FE=full
*CRACK FRONT, NAME=Open_Crack front, INITIAL=size
s03_t23x1
964, 4317, 4402, 0.0020, 0.0020
s03_t23x1
812, 4323, 4412, 0.0020, 0.0020
s03_t23x1
963, 4323, 4412, 0.0020, 0.0020
s03_t23x1
811, 4321, 4410, 0.0020, 0.0020
s03_t23x1
962, 4321, 4410, 0.0020, 0.0020
s03_t23x1
810, 4319, 4408, 0.0020, 0.0020
s03_t23x1
961, 4319, 4408, 0.0020, 0.0020
s03_t23x1
809, 4313, 4391, 0.0020, 0.0020
*SPLIT, TYPE=PAIRS
800 945
799 946
798 947
797 948
796 949
795 950
794 951
793 952
*BOUNDARY SHIFT, TYPE=None
*RELAX, TYPE=None
*MATERIAL
190000000000,0.30
*OUTPUT,SIF=YES
*END
```

## RESULTADOS DO FICHEIRO \*.REP ( $a/W=0.50$ )

STRESS INTENSITY FACTORS FROM DISPLACEMENTS - PLANE STRESS ASSUMPTION.

NOTE - NEGATIVE Gequiv INDICATES STATUS IS "CLOSED".

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	Gequiv	Ki	Kii	Kiii
1	10028	10023	10305		8.40409E-01	4.80330E+02	3.54768E+05	1.61285E+05
2	10131	10126	10202		5.40904E-01	5.06991E+02	3.17003E+05	4.18835E+04
3	10489	10484	10560		5.21653E-01	5.81538E+02	3.14823E+05	0.00000E+00
4	10847	10842	10918		5.40904E-01	5.06991E+02	3.17003E+05	-4.18835E+04
5	11205	11200	11276		8.40409E-01	4.80330E+02	3.54768E+05	-1.61285E+05

GROWTH DIRECTION FROM STRESS INTENSITY FACTORS - EXTRAPOLATED TO CRACK FRONT NODES.

NOTE - THE VECTOR IS WRT THE GLOBAL SYSTEM BUT THE ANGLE IS IN THE LOCAL i-ii PLANE.

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	GROWTH DIRECTION X,Y,Z	ANGLE
1	10028	10023	10305		0.00000E+00 -9.42659E-01 -3.33759E-01	7.05029E+01
2	10131	10126	10202		0.00000E+00 -9.42631E-01 -3.33836E-01	7.04982E+01
3	10489	10484	10560		0.00000E+00 -9.42604E-01 -3.33914E-01	7.04935E+01
4	10847	10842	10918		0.00000E+00 -9.42631E-01 -3.33836E-01	7.04982E+01
5	11205	11200	11276		0.00000E+00 -9.42659E-01 -3.33759E-01	7.05029E+01

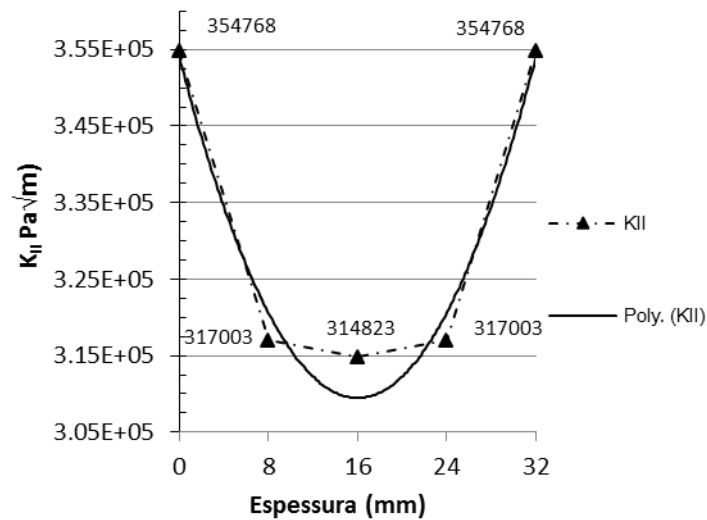


Fig. A5-5 - Valores de K ao longo da espessura para modo II ( $a/W=0.50$ ), EPT.

## FICHEIRO \*.ZCR ( $a/W=0.55$ )

```
*FILES, UNCRACKED=malha.ans
*OPTIONS, TYPE=initial, FE=full
*CRACK FRONT, NAME=Crack front_1, INITIAL=size
s03_t23x1
925, 1751, 1789, 0.007, 0.007
s03_t23x1
297, 1760, 1794, 0.007, 0.007
s03_t23x1
926, 1760, 1794, 0.007, 0.007
s03_t23x1
298, 1758, 1796, 0.007, 0.007
s03_t23x1
927, 1758, 1796, 0.007, 0.007
s03_t23x1
299, 1756, 1798, 0.007, 0.007
s03_t23x1
928, 1756, 1798, 0.007, 0.007
s03_t23x1
300, 1753, 1791, 0.007, 0.007
*SPLIT, TYPE=PAIRS
```



```

917 289
*BOUNDARY SHIFT, TYPE=None
*RELAX, TYPE=None
*MATERIAL
1900000000000,0.30
*OUTPUT,SIF=YES
*END

```

## RESULTADOS DO FICHEIRO \*.REP ( $a/W = 0.55$ )

STRESS INTENSITY FACTORS FROM DISPLACEMENTS - PLANE STRESS ASSUMPTION.

NOTE - NEGATIVE Gequiv INDICATES STATUS IS "CLOSED".

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	Gequiv	Ki	Kii	Kiii
1	10028	10023	10305	-1.18701E+00	-2.29380E+03	4.26041E+05	1.84004E+05	
2	10131	10126	10202	-7.99958E-01	-1.54110E+03	3.85948E+05	4.83095E+04	
3	10489	10484	10560	-7.76621E-01	-1.03701E+03	3.84131E+05	0.00000E+00	
4	10847	10842	10918	-7.99958E-01	-1.54110E+03	3.85948E+05	-4.83095E+04	
5	11205	11200	11276	-1.18701E+00	-2.29380E+03	4.26041E+05	-1.84004E+05	

GROWTH DIRECTION FROM STRESS INTENSITY FACTORS.

NOTE - THE VECTOR IS WRT THE GLOBAL SYSTEM BUT THE ANGLE IS IN THE LOCAL i-ii PLANE.

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	GROWTH DIRECTION X,Y,Z	ANGLE
1	10028	10023	10305	0.00000E+00	9.42209E-01	-3.35024E-01
2	10131	10126	10202	0.00000E+00	9.42365E-01	-3.34588E-01
3	10489	10484	10560	0.00000E+00	9.42509E-01	-3.34181E-01
4	10847	10842	10918	0.00000E+00	9.42365E-01	-3.34588E-01
5	11205	11200	11276	0.00000E+00	9.42209E-01	-3.35024E-01

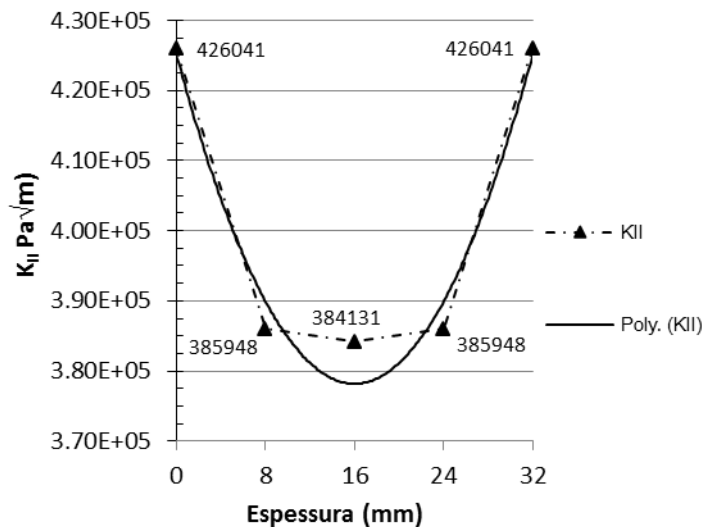


Fig. A5-6 - Valores de K ao longo da espessura para modo II ( $a/W=0.55$ ), EPT.

## MODA III

### FICHEIRO \*.ZCR ( $a/W = 0.45$ )

```

*FILES, UNCRACKED=malha.ans
*OPTIONS, TYPE=initial, FE=full
*CRACK FRONT, NAME=Crack front_1, INITIAL=size
s03_t23x1
925, 1751, 1789, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
297, 1760, 1794, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1

```

```

926, 1760, 1794, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
298, 1758, 1796, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
927, 1758, 1796, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
299, 1756, 1798, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
928, 1756, 1798, 0.0006, 0.0006
s03_t23x1
300, 1753, 1791, 0.0006, 0.0006
*SPLIT, TYPE=PAIRS
917 289
*BOUNDARY SHIFT, TYPE=None
*RELAX, TYPE=None
*MATERIAL
190000000000,0.30
*OUTPUT,SIF=YES
*END

```

## RESULTADOS DO FICHEIRO \*.REP ( $a/W=0.45$ )

STRESS INTENSITY FACTORS FROM DISPLACEMENTS - PLANE STRAIN ASSUMPTION.

NOTE - NEGATIVE Gequiv INDICATES STATUS IS "CLOSED".

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	Gequiv	Ki	Kii	Kiii
1	5270	5265	5547	1.33473E-01	3.96358E+00	1.40417E+05	7.55366E+04	
2	5373	5368	5444	4.10023E-02	1.86376E+00	4.95396E+04	6.53813E+04	
3	5731	5726	5802	2.96603E-02	0.00000E+00	0.00000E+00	6.58405E+04	
4	6089	6084	6160	-4.10023E-02	-1.86376E+00	-4.95396E+04	6.53813E+04	
5	6447	6442	6518	-1.33473E-01	-3.96358E+00	-1.40417E+05	7.55366E+04	

GROWTH DIRECTION FROM STRESS INTENSITY FACTORS.

NOTE - THE VECTOR IS WRT THE GLOBAL SYSTEM BUT THE ANGLE IS IN THE LOCAL i-ii PLANE.

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	GROWTH DIRECTION	X,Y,Z	ANGLE	
1		5270	5265	5547	0.00000E+00	-9.42806E-01	-3.33342E-01	7.05282E+01
2		5373	5368	5444	0.00000E+00	-9.42805E-01	-3.33345E-01	7.05281E+01
3		5731	5726	5802	0.00000E+00	0.00000E+00	-1.00000E+00	0.00000E+00
4		6089	6084	6160	0.00000E+00	-9.42805E-01	-3.33345E-01	7.05281E+01
5		6447	6442	6518	0.00000E+00	-9.42806E-01	-3.33342E-01	7.05282E+01

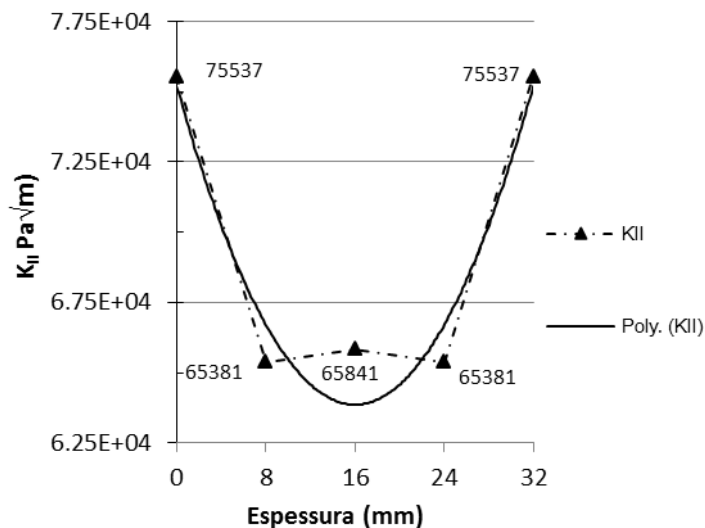


Fig. A5-7 - Valores de K ao longo da espessura para modo III ( $a/W=0.45$ ), EPT.

## FICHEIRO \*.ZCR ( $a/W = 0.50$ )

```

*FILES, UNCRACKED=malha.ans
*OPTIONS, TYPE=initial, FE=full
*CRACK FRONT, NAME=Crack front_1, INITIAL=size
s03_t23x1
925, 1751, 1789, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
297, 1760, 1794, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
926, 1760, 1794, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
298, 1758, 1796, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
927, 1758, 1796, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
299, 1756, 1798, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
928, 1756, 1798, 0.0038, 0.0038
s03_t23x1
300, 1753, 1791, 0.0038, 0.0038
*SPLIT, TYPE=PAIRS
917 289
*BOUNDARY SHIFT, TYPE=None
*RELAX, TYPE=None
*MATERIAL
190000000000,0.30
*OUTPUT,SIF=YES
*END

```

## RESULTADOS DO FICHEIRO \*.REP ( $a/W = 0.50$ )

STRESS INTENSITY FACTORS FROM DISPLACEMENTS - PLANE STRAIN ASSUMPTION.

NOTE - NEGATIVE Gequiv INDICATES STATUS IS "CLOSED".

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	Gequiv	Ki	Kii	Kiii
1	5270	5265	5547	1.56059E-01	3.35081E+00	1.50720E+05	8.31082E+04	
2	5373	5368	5444	4.93562E-02	1.57233E+00	5.51808E+04	7.12892E+04	
3	5731	5726	5802	3.52950E-02	0.00000E+00	0.00000E+00	7.18227E+04	
4	6089	6084	6160	-4.93562E-02	-1.57233E+00	-5.51808E+04	7.12892E+04	
5	6447	6442	6518	-1.56059E-01	-3.35081E+00	-1.50720E+05	8.31082E+04	

GROWTH DIRECTION FROM STRESS INTENSITY FACTORS.

NOTE - THE VECTOR IS WRT THE GLOBAL SYSTEM BUT THE ANGLE IS IN THE LOCAL i-ii PLANE.

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	GROWTH DIRECTION X,Y,Z	ANGLE	
1	5270	5265	5547	0.00000E+00	-9.42807E-01	-3.33340E-01	7.05284E+01
2	5373	5368	5444	0.00000E+00	-9.42806E-01	-3.33342E-01	7.05282E+01
3	5731	5726	5802	0.00000E+00	0.00000E+00	-1.00000E+00	0.00000E+00
4	6089	6084	6160	0.00000E+00	-9.42806E-01	-3.33342E-01	7.05282E+01
5	6447	6442	6518	0.00000E+00	-9.42807E-01	-3.33340E-01	7.05284E+01

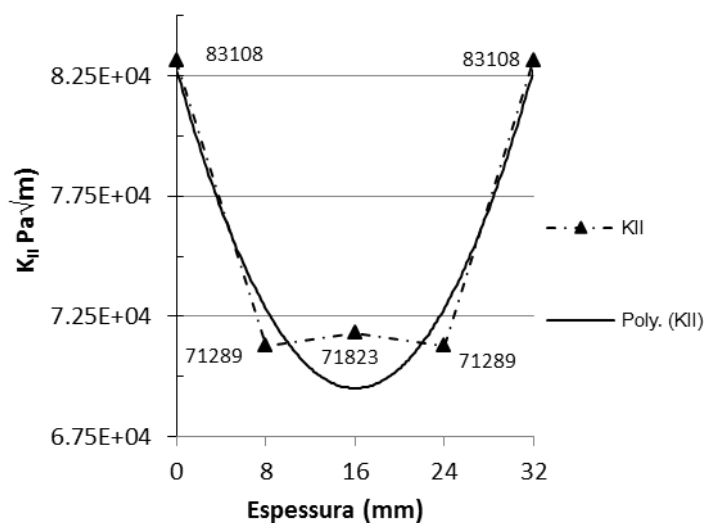


Fig. A5-8 - Valores de K ao longo da espessura para modo III ( $a/W=0.50$ ), EPT.

### FICHEIRO \*.ZCR ( $a/W=0.50$ )

```
*FILES, UNCRACKED=malha.ans
*OPTIONS, TYPE=initial, FE=full
*CRACK FRONT, NAME=Crack front_1, INITIAL=size
s03_t23x1
925, 1751, 1789, 0.007, 0.007
s03_t23x1
297, 1760, 1794, 0.007, 0.007
s03_t23x1
926, 1760, 1794, 0.007, 0.007
s03_t23x1
298, 1758, 1796, 0.007, 0.007
s03_t23x1
927, 1758, 1796, 0.007, 0.007
s03_t23x1
299, 1756, 1798, 0.007, 0.007
s03_t23x1
928, 1756, 1798, 0.007, 0.007
s03_t23x1
300, 1753, 1791, 0.007, 0.007
*SPLIT, TYPE=PAIRS
917 289
*BOUNDARY SHIFT, TYPE=None
*RELAX, TYPE=None
*MATERIAL
190000000000,0.30
*OUTPUT,SIF=YES
*END
```

### RESULTADOS DO FICHEIRO \*.REP ( $a/W=0.50$ )

STRESS INTENSITY FACTORS FROM DISPLACEMENTS - PLANE STRAIN ASSUMPTION.

NOTE - NEGATIVE Gequiv INDICATES STATUS IS "CLOSED".

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	Gequiv	Ki	Kii	Kiii
1	5270	5265	5547		1.88770E-01	3.04388E+00	1.64920E+05	9.24681E+04
2	5373	5368	5444		5.86046E-02	1.44080E+00	6.08201E+04	7.73042E+04
3	5731	5726	5802		4.05142E-02	0.00000E+00	0.00000E+00	7.69500E+04
4	6089	6084	6160		-5.86046E-02	-1.44080E+00	-6.08201E+04	7.73042E+04
5	6447	6442	6518		-1.88770E-01	-3.04388E+00	-1.64920E+05	9.24681E+04

GROWTH DIRECTION FROM STRESS INTENSITY FACTORS.

NOTE - THE VECTOR IS WRT THE GLOBAL SYSTEM BUT THE ANGLE IS IN THE LOCAL i-ii PLANE.

N	CF	NODE	RADIAL	NODE(S)	GROWTH DIRECTION X,Y,Z			ANGLE
1		5270	5265	5547	0.00000E+00	-9.42807E-01	-3.33339E-01	7.05284E+01
2		5373	5368	5444	0.00000E+00	-9.42806E-01	-3.33341E-01	7.05283E+01
3		5731	5726	5802	0.00000E+00	0.00000E+00	-1.00000E+00	0.00000E+00
4		6089	6084	6160	0.00000E+00	-9.42806E-01	-3.33341E-01	7.05283E+01
5		6447	6442	6518	0.00000E+00	-9.42807E-01	-3.33339E-01	7.05284E+01

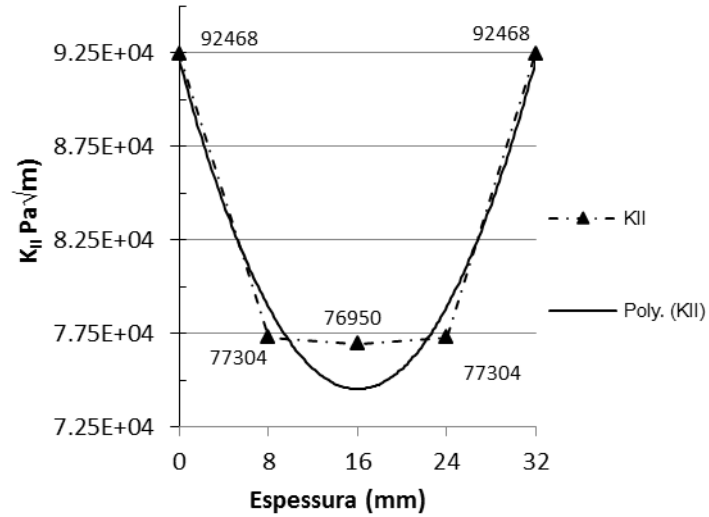
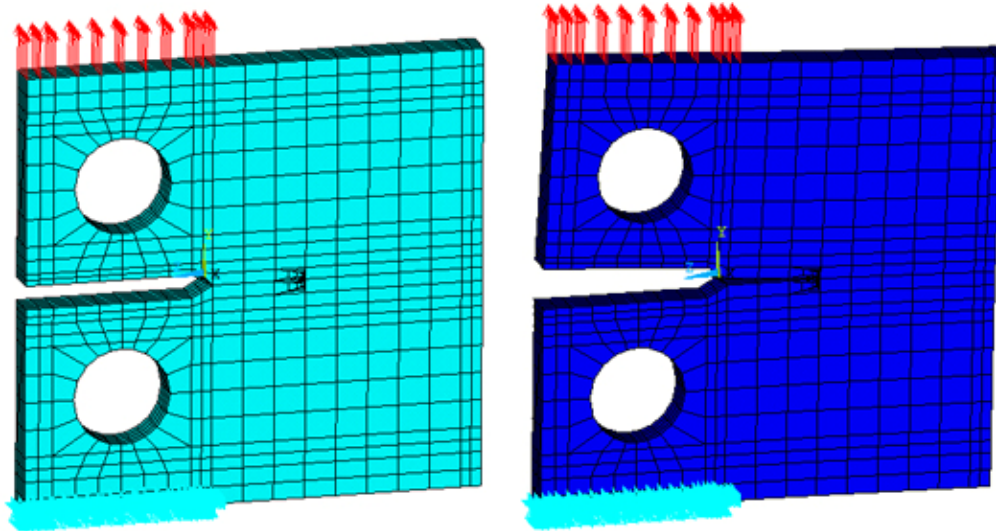


Fig. A5-9 - Valores de K ao longo da espessura para modo III (a/W=0.55), EPT.

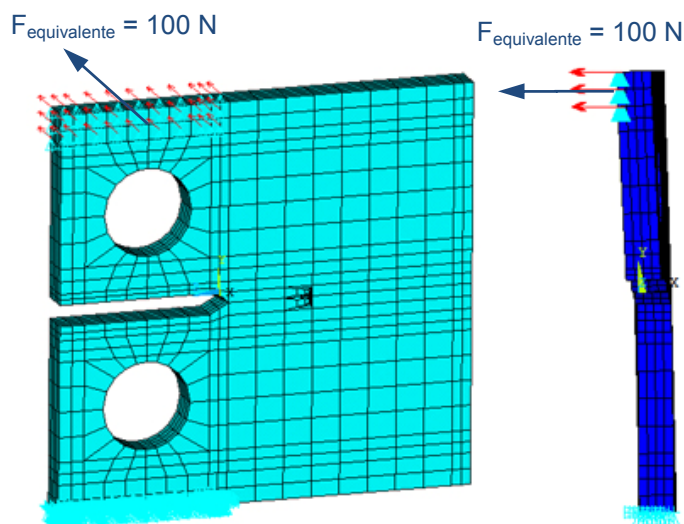
## A.6. SIMULAÇÃO DO CASO EXPERIMENTAL PARA EPT



**Fig. A6-1 - Provete CT para EPT sob condições de carregamento semelhantes às experimentais para modo I.**

Para modo III, fig.(A7-3), a intensidade da força é a mesma (100N), distribuída por 33 nós, ou seja, forças concentradas de intensidade 3.(33) N. A área de aplicação da força apresenta também simetria em relação ao plano que passa no eixo do furo. Apesar do braço vertical da força equivalente variar relativamente aos casos anteriores para modo III, a abordagem utilizada é a que traduz com maior exactidão o que irá ocorrer a nível experimental.

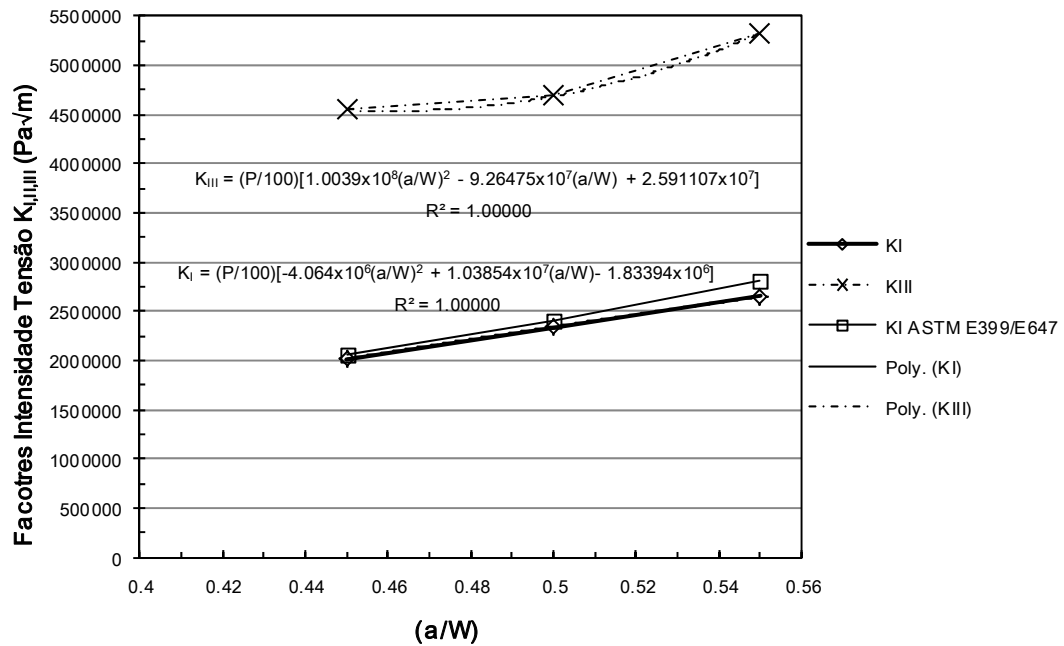
O constrangimento é feito da mesma maneira que em modo I.



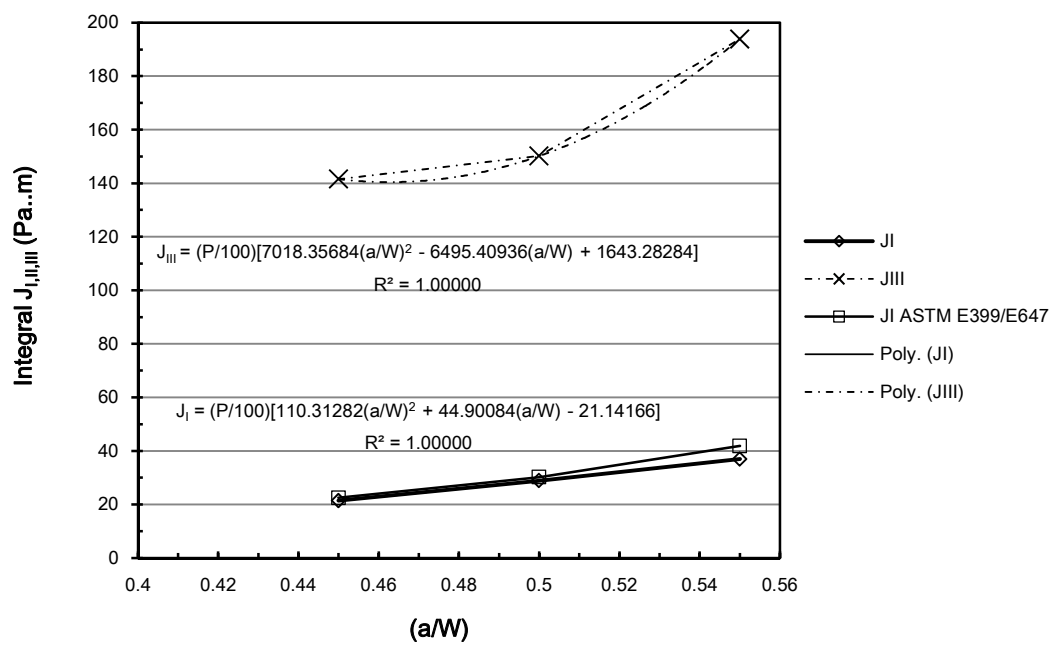
**Fig. A6-2 - Provete CT para EPT sob condições de carregamento semelhantes às experimentais para modo I.**

## RESULTADOS DE K E J AO LONGO DA FENDA

Seguidamente são apresentados os resultados de  $K$  e  $J$  ao longo do comprimento da fenda considerando a abordagem anterior realizada para os modos I e III contemplando a simulação do caso real. Nos gráficos seguintes são também apresentadas as equações características relativas a cada uma das aproximações polinomiais de 2º grau.



**Fig. A6-3 - Resultados de K calculados para os modos I e III em EPT contemplando a simulação do caso experimental. A força P deverá ser introduzida em [N].**



**Fig. A6-4 - Resultados de K calculados para os modos I e III em EPT contemplando a simulação do caso experimental. A força P deverá ser introduzida em [N].**